

МИНИСТЕРСТВО НАУКИ И ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ РФ
РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК
НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ «МЭИ»



РОСАТОМ

ПРИ ПОДДЕРЖКЕ
ГОСУДАРСТВЕННОЙ КОРПОРАЦИИ
ПО АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКЕ («РОСАТОМ»)

МАТЕРИАЛЫ

IV МЕЖДУНАРОДНОЙ КОНФЕРЕНЦИИ СОВРЕМЕННЫЕ ПРОБЛЕМЫ ТЕПЛОФИЗИКИ И ЭНЕРГЕТИКИ



МОСКВА, 21-25 ОКТЯБРЯ 2024 ГОДА

ОФИЦИАЛЬНЫЕ ПАРТНЕРЫ КОНФЕРЕНЦИИ



Москва

Издательство МЭИ

2024

УДК 536.2
ББК 22.365
С 56

Рецензенты: заместитель директора Научно-исследовательского института энергетического машиностроения (НИИ ЭМ) В.И. Крылов;
Руководитель научно-учебного комплекса «Энергомашиностроение»
ФГБОУ ВО «Московский государственный технический университет
им. Н.Э. Баумана» А.А. Жердев

С 56 Материалы IV Международной конференции «Современные проблемы теплофизики и энергетики» (СПТЭ). Москва, 21-25 октября 2024 г. – М.: Издательство МЭИ, 2024.– 460 с.

ISBN 978-5-7046-3072-2

В сборнике публикуются материалы IV Международной конференции «Современные проблемы теплофизики и энергетики» (СПТЭ-2024), прошедшей в Москве с 21 по 25 октября 2024 года.

Конференция нацелена на обмен информацией по различным проблемам теплофизики и энергетики; анализ современных тенденций в науке, технике и технологиях; обсуждение достижений; изучение полученных экспериментальных и численных результатов; предложение новых идей и концепций.

Научная тематика конференции – гидродинамика и тепломассообмен; физика плазмы и плазменные технологии; изучение свойств веществ в теплофизике; повышение эффективности, надежности и безопасности работы теплоэнергетического оборудования ТЭС и АЭС, цифровизация энергетики.

Сборник предназначен для участников конференции, материалы конференции могут быть полезны широкому кругу специалистов, преподавателям, научным сотрудникам, студентам и аспирантам.

УДК 536.2
ББК 22.365

Издано в авторской редакции

ISBN 978-5-7046-3072-2 © Коллектив авторов, 2024
© Национальный исследовательский университет «МЭИ», 2024

ОРГАНИЗАТОРЫ КОНФЕРЕНЦИИ

- Министерство науки и высшего образования РФ
- Российская академия наук
- Национальный комитет РАН по тепломассообмену
- Национальный исследовательский университет «МЭИ»
- Институт тепловой и атомной энергетики НИУ «МЭИ»

НАУЧНЫЙ КОМИТЕТ

Председатели научного комитета:

Алексеенко С.В., академик

Филиппов С.П., академик

Члены научного комитета:

Алифанов О.М., академик
Будаев В.П., профессор
Буров В.Д., профессор
Вараксин А.Ю., член-корр. РАН
Гаряев А.Б., профессор
Дектерев А.А., профессор
Деревич И.В., профессор
Дмитриев С.М., профессор
Ильгисонис В.И. член-корр. РАН
Исаев С.А., профессор
Клименко А.В., академик
Клименко В.В., академик
Комов А.Т., профессор
Крюков А.П., профессор
Кузма-Кичта Ю.А., профессор
Кузнецов В.В., профессор
Кузнецов Г.В., профессор
Маркович Д.М., академик
Мильман О.О., профессор
Митрофанова О.В., профессор
Ольховский Г.Г., член-корр. РАН
Павленко А.Н., член-корр. РАН
Пенязьков О.Г., академик НАН Беларуси

Петров О.Ф., академик
Петрунин В.В., профессор
Покусаев Б.Г., член-корр. РАН
Попов И.А., профессор
Рогалев Н.Д., профессор
Росляков П.В., профессор
Рыжков С.В., профессор
Сапожников С.З., профессор
Сергеев В.В., член-корр. РАН
Синкевич О.А., профессор
Смирнов Е.М., профессор
Соловьев С.Л., профессор
Станкус С.В., профессор
Стенников В.А., академик
Стрижак П.А., профессор
Терехов В.И., профессор
Тугов А.Н., профессор
Фрик П.Г., профессор
Шеремет М.А., профессор
Ягов В.В., профессор
Яньков Г.Г., профессор
Jiang P.X., академик, Китай
Петров О.Ф., академик

ОРГАНИЗАЦИОННЫЙ КОМИТЕТ

Председатель: Дедов А.В.

Члены оргкомитета: Герасимов Д.Н., Дудолин А.А., Захаренков А.В.,
Листратов Я.И., Мезин С.В., Пузина Ю.Ю.,
Хвостова М.С., Шацких Ю.В.

Ученый секретарь: Селянинова Т.Ю.

Уважаемые участники конференции!

От имени организационного и научного комитетов конференции хочу поблагодарить каждого докладчика, представившего тезисы на рассмотрение, за желание принять участие в нашей конференции. Уверен, что участие в работе конференции оставит у докладчиков и соавторов самое благостное эмоциональное послевкусие, обеспечит возможность обсуждения профессиональных проблем и задач в кругу единомышленников и благожелательных критиков, позволит найти возможности для личного и делового общения и после завершения работы конференции. Организационный комитет обеспечил тиражирование результатов, представленных на конференции, подготовив к изданию сборник материалов конференции и направив статьи участников в ведущие отечественные и международные журналы. Особенностью четвертой конференции является нацеленность на обсуждение новых научных и практических результатов не только в кругу академической и университетской научной общественности, но и с представителями индустрии, заинтересованными во внедрении результатов, для чего организованы круглые столы по актуальным задачам энергетики и теплофизики при поддержке партнеров конференции: ГК «Росатом», компании «IXcellerate», ООО «НИИ «ЭТМ», компании «Атмосфера» и АО «НПК МЕДИАНА-ФИЛЬТР». Поддержка конференции партнерами позволила реализовать условия широкого участия научной молодежи, студентов и аспирантов, способствовала продолжению эстафеты знаний.

Конференция организована Институтом тепловой и атомной энергетики НИУ «МЭИ» (ИТАЭ НИУ «МЭИ») и проводилась с разной периодичностью с середины прошлого века. В 2017 г. конференция получила современное название, отсчет конференций начался заново с присвоением международного статуса. Целью конференции с момента основания было обсуждение научных и инженерных проблем в области специализации ИТАЭ НИУ «МЭИ». Настоящая конференция посвящена юбилейным датам как международного масштаба: 300-летию Российской академии наук, так и важным вехам ИТАЭ НИУ «МЭИ»: 70-летию кафедры Инженерной теплофизики и 45-летию кафедры Общей физики и ядерного синтеза.

В настоящий сборник материалов конференции включены доклады, представленные в тематических секциях: «Гидродинамика и теплообмен», «Физика плазмы и плазменные технологии», «Свойства рабочих тел в энергетике», «Повышение эффективности, надежности и безопасности работы теплоэнергетического оборудования ТЭС и АЭС, цифровизация энергетики» ведущими исследовательскими и академическими институтами и университетами.

С пожеланиями успешной работы на конференции,
Председатель организационного комитета конференции,
член-корреспондент РАН



Дедов А

Секция 1

Гидродинамика и тепломассообмен

ГРАДИЕНТНАЯ ТЕПЛОМЕТРИЯ КАК НОВАЯ ТЕХНОЛОГИЯ И ИДЕОЛОГИЯ В ЭКСПЕРИМЕНТЕ

ВВЕДЕНИЕ

Развитие теории теплообмена и практики теплофизического эксперимента в определяющей мере ориентированы на возможности и особенности оборудования. Это, в первую очередь, касается первичных преобразователей. До настоящего времени эксперимент в области теплообмена в подавляющей части основан на термометрии, а тепловой поток и его плотность, среднюю или местную, определяют «по остаточному принципу». Именно поэтому теория теплообмена часто рассматривает модели с постоянным тепловым потоком на поверхности, далёкие от условий, реализуемых на практике. Новые возможности и подходы связаны с появлением градиентных датчиков теплового потока – компактных и быстродействующих.

1. ГРАДИЕНТНЫЕ ДАТЧИКИ ТЕПЛООВОГО ПОТОКА

Действие градиентных датчиков теплового потока (ГДТП) основано на поперечном эффекте Зеебека. Тепловой поток, проходящий через пластину из материала с анизотропией теплофизических, электрофизических и термоэлектрических свойств, приводит к формированию термоЭДС в направлении, нормальном вектору теплового потока. При этом соблюдается линейная зависимость

$$q = \frac{E}{S_0 F}, \quad (1)$$

где q – плотность теплового потока, Вт/м²; E – термоЭДС, мВ; S_0 – вольт-ваттная чувствительность, мВ/Вт; F – площадь пластины в плане, м².

Использовать этот эффект для измерения тепловых потоков предложил ещё в 1947 г. Л. Гайлинг [1]. О.А. Герашенко назвал такие датчики косослойными и смоделировал поле температуры в композите с разнородными наклонными слоями [2]. Н.П. Дивин впервые реализовал идею, используя анизотропные термоэлементы из монокристаллического висмута [3]; созданные батарейные датчики теплового потока (рис. 1, а) он применил в демонстрационных физических экспериментах.

В Санкт-Петербургском политехническом университете Петра Великого применение этих датчиков и создание их новых вариантов ведётся с 1996 г. Они получили название градиентных датчиков теплового потока (ГДТП), поскольку их сигнал пропорционален градиенту температуры в поперечном сечении (в стационарном режиме) или в «горячем» поверхностном слое (в режиме нестационарном).

Помимо датчиков на природном материале, висмуте, в 2007 г. в СПбПУ созданы композитные датчики, названные гетерогенными (ГГДТП), их схема представлена на рис. 1, б. Модернизирована технология производства ГДТП и предложен метод диффузионной сварки заготовок для ГГДТП в вакууме и в среде аргона. Созданы стенды для абсолютной градуировки датчиков по джоуль-ленцеву тепловому потоку.

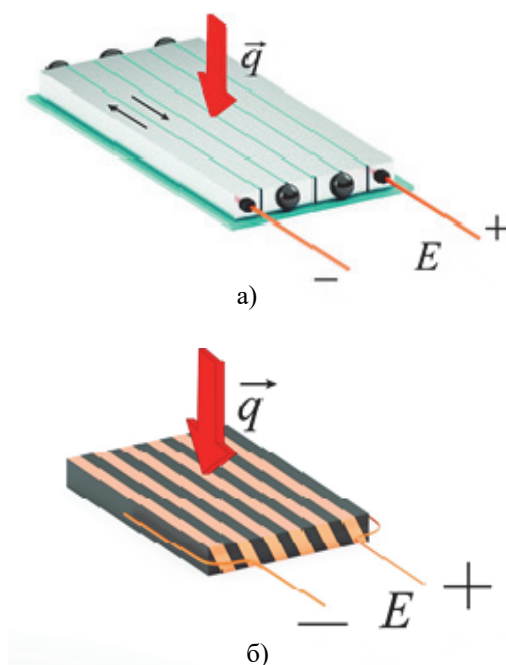


Рис. 1. Схемы ГДТП: а – батарейного на основе монокристаллического висмута; б – гетерогенного, выполненного из косослойного композита.

Результатом явилось создание градиентной теплометрии – нового направления, дающего приоритетные результаты в лабораторных и промышленных условиях.

ГДТП на основе висмута работоспособны в интервале температур от криогенных до точки плавления висмута (544,5 К), ГГДТП на основе металлов и сплавов применимы вплоть до температуры 1000 К и выше.

Важнейшая, подтвержденная в многочисленных экспериментах ряда исследователей, но до сих пор не имеющая теоретического обоснования, особенность датчиков – аномально низкая постоянная времени (10⁻⁸...10⁻⁹ с) – делает их практически безынерционным средством измерения при исследовании процессов теплообмена.

2. ПРИМЕНЕНИЕ ГДТП

В СПбПУ накоплен значительный опыт, связанный с использованием ГДТП в лабораторном и промышленном эксперименте, а также в создании измерительных средств на основе градиентной теплотметрии.

В лабораторных исследованиях конвективного и радиационного теплообмена получены следующие основные результаты.

Изучен теплообмен при нормальном и косом обтекании цилиндров – одиночных и групповых; в сочетании с термометрией и PIV технологией совмещены в режиме реального времени исследования течения и теплообмена на поверхностях труб, лунок и облунённых поверхностей, включая исследования аномального теплообмена в овально-траншейных лунках. Реализована модель идеального ребра, дана экспериментальная оценка эффективности кольцевого оребрения с учётом переменного коэффициента теплоотдачи на поверхности рёбер.

Выполнена градиентная теплотметрия на поверхности моделей при сверхзвуковом обтекании потоками газа и плазмы в ударных трубах.

Изучены тепловыделения факела при сжигании жидкого, газового и бинарного топлива. Получены распределения плотности теплового потока при импактном воздействии факела на поверхность охлаждаемой пластины.

Получены приоритетные результаты в исследовании теплообмена при кипении и конденсации. Изучено распределение плотности теплового потока при кипении на поверхности перегретых моделей. Теплотметрия обеспечивает диагностику режимов кипения в оптически непрозрачных жидкостях и дополняет визуализацию при плёночной конденсации на трубах.

Метод и элементная база градиентной теплотметрии применены в промышленности.

Исследован теплообмен при свободной конвекции в теплообменных трубах, применяемых в хранилищах отработанного ядерного топлива. Предложена и реализована схема мониторинга в дизельных двигателях, позволяющая на основе нестационарной теплотметрии в камере сгорания оптимизировать опережение впрыска топлива. Создан индикатор радиационного нагрева с выходным сигналом вольтового уровня. Исследован теплообмен в топках промышленных котлов, индцировано шлакование их поверхностей и удаление шлака.

Использование градиентной теплотметрии открывает новые возможности в измерении величин, связанных с тепловым потоком лишь косвенно.

Это касается расходов и регистрации движения капель жидкости, определения касательных напряжений трения, использования ГДТП в качестве термометров сопротивления, определения теплофизических и радиационных характеристик материалов, параметров электрических цепей. Применение ГДТП позволяет вести учёт электроэнергии с защитой от несанкционированного потребления.

Основные этапы, содержание и результаты этих работ обобщены в монографиях [4-7].

3. ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ГРАДИЕНТНОЙ ТЕПЛОМЕТРИИ

Несмотря на почти тридцатилетний опыт работ в области градиентной теплотметрии, на выход более 150 публикаций, защите нескольких докторских и кандидатских диссертаций, получение важных фундаментальных и прикладных результатов, считаю, что работы только начаты.

Предстоит разработать и обосновать теорию процессов, обеспечивающих формирование поперечной термоЭДС в нестационарном режиме.

Необходимо выработать идеологию, методику и создать оборудование для абсолютной градуировки ГДТП при температурах свыше 900 К. Созданные в последние годы композиты термостойки до 1800...2000К, но корректно оценить плотность теплового потока при этих температурах пока не удаётся.

При создании ГДТП перспективны композиты из чередующихся слоёв металлов (сплавов) и полупроводников. Необходимо разработать режимы их сварки, резки и коммутации. Решение этих технологических задач может привести к прорывным результатам.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Важнейшей стратегической задачей является доведение градиентной теплотметрии до состояния метрологически обеспеченной стабильной технологии, доступной широкому кругу исследователей. ГДТП должны войти в практику наравне с термопарами, термометрами сопротивления и другими традиционными первичными преобразователями.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Geiling L.** Das Thermolement als StrahlungsmesserZeitschrift Fur Angewandte Physic – Bd.3.12 pp.467-477. (1951).
2. **Герашенко О.А.** Основы теплотметрии. Киев: Наукова думка, 1971. 191 с.
3. **Дивин Н.П.** Физические основы управляемого выращивания монокристаллов висмута для анизотропных термоэлементов и их применение: автореф. дис. к. ф-м. наук: 01.04.07 / Дивин Николай Петрович. Л., 1982. 14 с.
4. **Сапожников С.З.** Градиентные датчики теплового потока. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2003. 167 с.
5. **Сапожников С.З.** Градиентные датчики теплового потока в теплотехническом эксперименте. СПб.: Изд-во Политехнического Университета, 2007. 201 с.
6. **Сапожников С.З.** Основы градиентной теплотметрии. СПб.: Изд-во Политехнического Университета, 2012. 202 с.
7. **Sapozhnikov S.Z.** Heatmetry. The Science and Practice of Heat Flux Measurement. Springer Nature Switzerland AG. 2020. 209 p.

С.А. Исаев¹, С.З. Сапожников², Д.В. Никущенко¹,
В.Ю. Митяков², А.А. Ключ³, В.В. Сероштанов²

¹Санкт-Петербургский государственный морской технический университет,
190121, Санкт-Петербург, Лоцманская улица, 3

²Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого,
195251, Санкт-Петербург, ул. Политехническая, д. 29 литера Б

³Санкт-Петербургский государственный университет гражданской авиации
имени Главного маршала авиации А.А. Новикова,
196210, Санкт-Петербург, ул. Пилотов, 38

ГРАДИЕНТНАЯ ТЕПЛОМЕТРИЯ В ИССЛЕДОВАНИИ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ТЕПЛООБМЕНА НА ПЛАСТИНЕ С ОДНОРЯДНЫМИ НАКЛОНЕННЫМИ ОВАЛЬНО-ТРАНШЕЙНЫМИ ЛУНКАМИ

ВВЕДЕНИЕ

Интенсификация теплообмена – актуальный и быстро развивающийся раздел теплофизики [1]. Увеличение количества теплоты, передаваемой через единицу поверхности теплообмена, снижает массогабаритные показатели и металлоемкость конструкции: существующие методы интенсификации позволяют снизить объем теплообменников до 2 раз [2]. Правильно подобранный метод интенсификации позволяет снизить потери давления при прокачке теплоносителя, температурный напор и, как следствие, необратимые потери.

В однофазных течениях теплоносителя широкое распространены развитые за счет оребрения поверхности теплообмена или различные турбулизаторы дисперсные шероховатости. В работе рассматривается один из перспективных видов поверхностных интенсификаторов теплообмена – овално-траншейных лунок (ОТЛ).

Несмотря на то, что режимы течений и теплообмена в ОТЛ активно изучают последние несколько лет [3-4], наличие сложной трехмерной структуры потока, вихреобразования и зависимость структуры потока одновременно от нескольких геометрических параметров (относительные глубина и удлинение, угол наклона к набегающему потоку, форма ОТЛ) подтверждает актуальность исследований теплообмена в ОТЛ.

Ранее методами численного моделирования и градиентной теплометрии было исследовано влияние угла наклона одиночной ОТЛ к вектору скорости набегающего потока. Одиночная ОТЛ располагалась на обогреваемом насыщенном водяным паром участке пластины и могла проворачиваться вокруг центра, что позволило оценить распределения местной плотности теплового потока и коэффициента теплоотдачи (КТО) в характерных сечениях ОТЛ (рис.1). Установлено, что максимум местного КТО находится при наклоне ОТЛ на угол θ в диапазоне $30...75^\circ$ вблизи входного переходного сечения ОТЛ [5]. Показано, что КТО на дне наклонной ОТЛ в 1,5...2 раза превосходит КТО на пластине.

По результатам исследований решено исследовать распределение КТО в ряде ОТЛ.

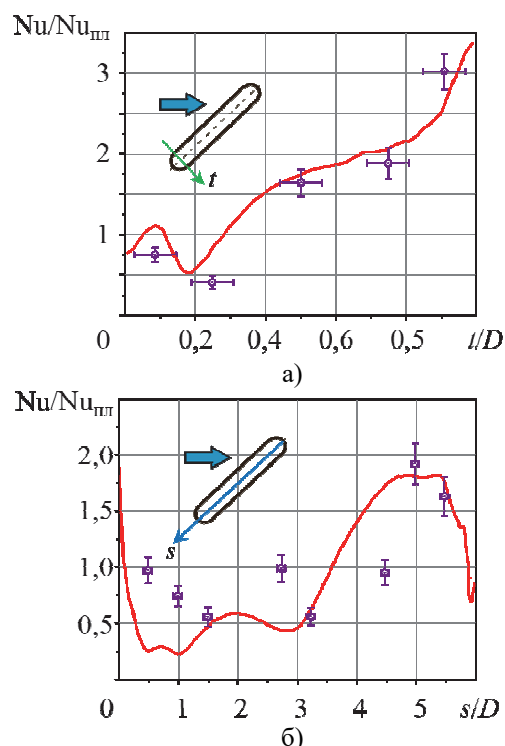


Рис. 1. Распределение относительного числа Нуссельта в различных сечениях одиночной ОТЛ ($\theta = 45^\circ$): а – переходное сечение; б – продольное срединное сечение

2. ЭКСПЕРИМЕНТ

2.1. Аэродинамическая труба

Исследования будут проводиться в аэродинамической трубе научно-образовательного центра «Теплофизика в энергетике» СПбПУ. Аэродинамическая труба замкнутого типа оснащена системой охлаждения воздушного потока, что позволяет поддерживать температуру набегающего потока практически постоянной (± 0.2 K) [5]. Для сравнения с результатами, полученными для одиночной ОТЛ, исследования будут выполнены $Re = (1...3) \cdot 10^4$, где число Рейнольдса Re определено по характерному размеру ОТЛ D .

2.2. Градиентная теплометрия и термометрия

Измерение местной плотности теплового потока будет осуществляться при помощи градиентных датчиков теплового потока (ГДТП). Действие ГДТП

основано на поперечном эффекте Зеебека: при прохождении теплового потока через пластину с анизотропией тепло- и электрофизических свойств, в ней возникает термоЭДС, нормальная вектору плотности теплового потока и пропорциональная его модулю [5]:

$$q = \frac{E}{S_0 F},$$

где q – плотность теплового потока, Вт/м²; E – термоЭДС, мВ; S_0 – вольт-ваттная чувствительность, мВ/Вт; F – площадь пластины в плане, м².

В работе будут использованы батарейные ГДТП из монокристаллического висмута размерами 2.5×2.5×0.2 мм с вольт-ваттной чувствительностью $S_0 = 5$ мВ/Вт. Регистрации сигналов будет осуществляться с помощью аналого-цифрового преобразователя NI 9216 компании National Instruments.

Для измерения скорости воздушного потока будет использовано многофункциональное устройства testo-450i.

2.3. Экспериментальная модель

Экспериментальная модель выполнена в виде прямоугольной пластины из стального листа толщиной 0,1 мм и размерами 0,71×0,6 мм. ОТЛ изготовлены из листа меди толщиной 0,2 мм и впаяны в пластину одна другой (рядное расположение). ОТЛ в количестве 4, имеют ширину $D = 40$ мм, относительную глубину $h/D = 0,25$ и удлинение траншейной вставки $L = 5$. Шаг между ОТЛ составляет $2,05D$ (рис. 2). Угол наклона ОТЛ к вектору скорости набегающего потока $\theta = 45^\circ$.



Рис. 2. Общий вид модели пластины с 4 наклонными ОТЛ.

Снизу к несущей пластине припаян короб, внутрь которого подается насыщенный водяной пар из электрического парогенератора при атмосферном давлении. В коробе предусмотрены штуцеры для слива конденсата. Таким образом температура на поверхности модели будет поддерживаться постоянной и близкой к 100 °С.

В ходе численного моделирования [6] для рассматриваемой системы на цифровом двойнике экспериментального стенда спрогнозированы поля относительного числа Нуссельта (рис. 3).

Показано, что по ходу движения теплоносителя повышение числа Нуссельта возрастает с номером

ОТЛ. На 4 ОТЛ наблюдается увеличение интенсивности теплообмена в 4 раза против 2, полученных для одиночной ОТЛ.

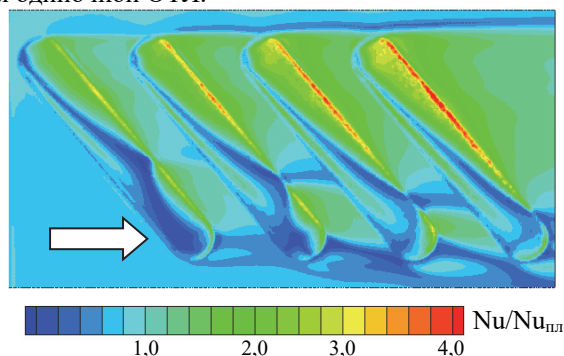


Рис. 3. Общий вид заготовка для создания модели пластины с 4 наклонными ОТЛ.

Область угнетённого теплообмена в выходной части лунки уменьшается: возрастает и средний по поверхности ОТЛ коэффициент теплоотдачи.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате опытов ожидается получить распределения относительного числа Нуссельта в характерных сечениях ОТЛ и оценить рост местного КТО в уплотненном ряде ОТЛ.

Работа выполнена при поддержке РФФ (проект № 22-19-00056)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Попов И. А.** Промышленное применение интенсификации теплообмена современное состояние проблемы (обзор) / И.А. Попов, Ю.Ф. Гортышов, В.В. Олимпиев // Теплоэнергетика. 2012. № 1. С. 3–14.
2. **Кишкин А. А., Краев М. В., Зуев А. А.** Интенсификация теплообмена // Сибирский аэрокосмический журнал. 2005. № 3.
3. **Исаев С. А.** Анализ аномальной интенсификации отрывного течения и теплообмена на стабилизированном участке узкого канала с однорядными наклонными овально-траншейными лунками при использовании различных сеток и моделей турбулентности / С. А. Исаев, А. Ю. Чулюнин, Д. В. Никущенко, А. Г. Судаков, А. Е. Усачов // ТВТ, Т. 59. № 1.2021. С. 116–125
4. **Исаев С. А.** Генезис аномальной интенсификации отрывного течения и теплообмена в наклонных канавках на структурированных поверхностях // Известия РАН. Механика жидкости и газа. 2022. № 5. С. 13–24
5. **Селезнева М. Д.** Интенсификация теплообмена в одиночной овально-траншейной лунке на пластине при изменении угла наклона от 0 до 90° / М. Д. Селезнева, С. А. Князев, А. А. Ключ, В. В. Сероштанов // Аэрокосмическая техника и технологии. 2023. Т. 1, № 4. С. 30–41
6. **Исаев С. А.** Тесты для валидационных задач аномальной интенсификации отрывного течения и теплообмена на структурированных поверхностях с экстраординарными перепадами давления / С. А. Исаев, А. Г. Судаков, Д. В. Никущенко [и др.] // Известия Российской академии наук. Механика жидкости и газа. 2023. № 5. С. 70-81.

ДИССИПАЦИЯ ЭНЕРГИИ В ТЕЧЕНИИ КУЭТТА - ТЭЙЛОРА. ФУНДАМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ И ПРИЛОЖЕНИЯ

Течение Куэтта - Тэйлора – (ТКТ) реализуется в зазоре между двумя вращающимися цилиндрами. Существует множество сценариев формирования течения между цилиндрами, поскольку вращаться может как один из цилиндров при другом неподвижном, так и оба вместе в спутном, либо встречном направлениях. Кроме того, сильное влияние на динамические и тепловые характеристики может оказывать движение жидкости в зазоре в продольном направлении и течение в этом случае приобретает ярко выраженный трехмерный характер.

Экспериментальным и теоретическим исследованиям структуры ТКТ посвящено большое число работ. Истории вопроса уже более ста лет. Начинаясь она с классических работ Тэйлора [1,2], посвященных исследованиям потери устойчивости течения между вращающимися цилиндрами и определению границ перехода к ячеистым структурам, названным вихрями Тэйлора. Параметром задачи является число Тэйлора $Ta = Re \cdot (d/R)^{1/2}$, где $Re = wR/d$ – число Рейнольдса, а w , R и d – угловая скорость вращения цилиндра, его радиус и ширина зазора. Критическое число Тэйлора оказалось равным $Ta_{кр} = 41.3$.

Эти пионерские работы были развиты позднее в многочисленных экспериментальных и численных исследованиях [3-8], так что сейчас они сформировались как крупное направление механики и теплофизики. Значительный вклад в решение этих задач был сделан советскими и российскими исследователями [9-11].

На самом деле карта режимов течения, и особенно в области перехода к турбулентности, обладает большим многообразием вихревых структур в зависимости от геометрии каналов, скорости и направления вращения. Это наглядно показано данными визуализации работы [6], где число типов вихревых структур достигает порядка двух десятков. Вполне очевидно, что при этом и тепловая картина будет также сложной и многофакторной, что подтверждается в обзорной работе [12].

Отмеченные особенности аэродинамики и теплообмена в зазоре между вращающимися цилиндрами являются стимулирующим фактором в развитии научных исследований в данной области. Однако не менее сильное влияние на расширение работ в области вращающихся течений оказали требования практики. Инженерных приложений достаточно много. Среди них можно назвать тепловые процессы в электрических двигателях и генераторах, в которых проблема охлаждения вращающихся роторов стоит весьма остро [13]. Подобные трудности возникают и при проектировании насосов и компрес-

соров, а также в биотехнологиях и других областях техники.

В последние годы возникло еще одно научно-техническое направление, требующее детальных знаний о физике процессов в кольцевом канале между вращающимися цилиндрами. Речь идет о возобновляемой энергетике или, более конкретно о теплогенераторах, утилизирующих энергию ветра. Согласно данным [14-16] проблема создания таких локальных генераторов теплоты различной мощности является актуальной для различных регионов РФ и особенно для Сибири, Крайнего Севера и Арктики. Причем предпочтительными будут устройства прямого преобразования механической энергии в теплоту, минуя промежуточный цикл выработки электрической энергии [17].

Авторами [18] предложен оригинальный метод прямого преобразования механической энергии ветра в тепловую за счет диссипативных свойств жидкости при создании в ней сдвиговых напряжений. Генератор представляет собой два вложенных друг в друга мультицилиндровых блока, вложенных друг в друга, которые могут вращаться как спутно, так и встречно. Нагрев жидкости происходит в кольцевых зазорах за счет сдвиговых напряжений. Несомненным достоинством предложенной в [18] конструкции дополнительных редукторов или иных трансмиссий, что является важным условием эффективной работы при низкой скорости ветра.

Подробные экспериментальные исследования модели теплогенератора были проведены в работах [19 - 21]. В качестве рабочей жидкости использовался водный раствор глицерина в широком диапазоне вязкости. В опытах также варьировались скорость и направление вращения цилиндров. Были изучены как ламинарный, так и турбулентный режимы течения. Главный вывод исследований состоит в том, что в подобных теплогенераторах удельное энерговыделение может достигать величины порядка 1 МВт/м^3 , а наиболее эффективными являются режимы встречного вращения роторов. Такой же вывод следует и из работы [22].

Полученные опытные данные послужили основой для создания инженерной методики расчета [21]. Идея метода заключалась в сведении мультицилиндровой системы к одиночному зазору эффективной ширины и длины. Опытные данные в такой обработке удовлетворительно описываются классическими данными по моменту сопротивления вращению [23].

Большой фундаментальный и прикладной интерес представляют исследования процесса интенсификации теплообмена в кольцевом зазоре при нали-

ции на поверхности цилиндров выемок (каверн) или продольных преград-ребер. Эти работы немногочисленны и в целом проблема отрыва потока на вращающихся поверхностях находится на начальной стадии ее изучения [24-26] и сделать обобщающие выводы по физике процесса достаточно сложно. Так по первичным опытным данным [27], влияние преград-ребер на момент сопротивления вращению сказывается только в переходном режиме течения. Причины такого поведения момента сейчас объяснить трудно.

Еще одно важное направление представляют двухфазные газожидкостные течения в кольцевом зазоре. Эта задача в настоящее время находится на постановочном уровне [28,29]. Непосредственно к ней примыкают и проблемы кавитации в промежутке между вращающимися цилиндрами, установленные с эксцентриситетом [30,31].

Работа поддержана грантом РФФ, проект 24-19-00358.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Taylor G.I.** Stability of a viscous liquid contained between two rotating cylinders // *Phil. Trans. R. Soc.* 1923. A 223. p. 289-343.
2. **Taylor G.I.** Fluid friction between rotating cylinders // *Proc. R. Soc.* 1936. A 157. p. 546-564.
3. **Chandrasekhar S.**, The stability of viscous flow between rotating cylinders // *Proc. Royal Soc. Ser. A.* 1958. vol. 246, No. 1246, pp. 301–311.
4. **Coles D.** Transition in circular Couette flow // *J. Fluid Mech.* 1965. vol. 21. p. 385-425.
5. **Smith GP, Townsend AA.** Turbulent Couette flow between concentric cylinders at large Taylor numbers. *J. Fluid Mech.* 1982. v. 123. p.187-217.
6. **Andereck C.D, Liu S.S, Swinney H.L.** Flow regimes in a circular Couette system with independently rotating cylinders // *J. Fluid Mech.* 1986. vol. 164. p. 155-183.
7. **Richard D, Zahn J.** Turbulence in differentially rotating flows - What can be learned from the Couette-Taylor experiment // *Astron. & Astrophys.* 1999. v. 347. p.734-738
8. **Dubrulle B., Dauchot O., Daviaud F., Longgaretti P.Y, Richard D., Zahn J.P.** Stability and turbulent transport in Taylor-Couette flow from analysis of experimental data // *Phys. Fluids.* 2005. vol. 17. 095103
9. **Дорфман Л.А.** Гидродинамическое сопротивление и теплоотдача вращающихся тел//М.: Физ.-мат.лит, 1960. 260 с.
10. **Устименко Б.П.** Процессы турбулентного переноса во вращающихся течениях. Алма-Ата: Наука,1977.228 с.
11. **Волчков Э.П., Дворников Н.А., Терехов В.И.** Трение и теплообмен в турбулентном пограничном слое вращающихся систем// ПМТФ. 1992. №2. С. 109-115.
12. **Fénot M., Bertin Y., Dorignac E., Lalizel G.** A review of heat transfer between concentric rotating cylinders with or without axial flow// *Int. J. Therm. Sci.*2011. 50. p. 1138-1155
13. **Филиппов И.Ф.** Теплообмен в электрических машинах. Л.: Энергоатомиздат. 1986.256 С.
14. **Харитонов В.П.** Автономные ветроэлектрические установки. М.: ГНУ ВИЭСХ, 2006. 280 с.
15. **Безруких П.П.** Ветроэнергетика: Справочное и методическое пособие. М.: Энергия, 2010. 320 с.
16. **Сон Э.Е., Ганага С.В., Николаев В.Г., Кудряшов Ю.И.** К выбору оптимальных конструктивных схем и параметров ветроэнергетических установок для российской Арктики // *Изв. РАН. Энергетика.* 2020. 3. С. 33–59.
17. **Neumeier M., Coster M., Pais R.A.M., Levedag S.** State of the art of Windthermal Turbines: A Systematic Scoping Review of Direct Wind-to-Heat Conversion Technologies // *J. Energy Res. Techn.* 2022, Vol. 144. 040802.
18. **Серов А.Ф., Мамонов В.Н., Терехов В.И., Назаров А.Д.** Оппозитный ветротеплогенератор. Патент РФ №2612237, 2017 г.
19. **Мамонов В.Н., Назаров А.Д., Серов А.Ф., Терехов В.И.** Экспериментальное исследование тепловых процессов в мультикольцевой системе Куэтта со встречным вращением цилиндров // *Т и А.* 2016. 1. С. 145–148.
20. **Serov A.F., Nazarov A.D., Mamonov V.N., Terekhov V.I.** Experimental investigation of energy dissipation in the multi-cylinder Couette-Taylor system with independently rotating cylinders // *Appl. Energy* 2019. 251.113362. P. 1-8.
21. **Мамонов В.Н., Миськив Н.Б., Назаров А.Д., Серов А.Ф., Терехов В.И.** Генерация тепла в мультицилиндровой системе Куэтта-Тэйлора // *Т и А.* 2019. - Т. 26, №5. С. 729-739.
22. **van Hout R., Katz J.** Measurements of mean flow and turbulence characteristics in high-Reynolds number counter-rotating Taylor-Couette flow // *Phys. Fluids.* 2011. vol. 23. 105102.
23. **Шлихтинг Г.** Теория пограничного слоя. М.: Наука, 1969. 744 с.
24. **Nouri-Borujerdi A., Nakhchi M.E.** Heat transfer enhancement in annular flow with outer grooved cylinder and rotating inner cylinder: review and experiments // *Appl. Therm. Engng.* 2017. Vol. 120. P. 257–268.
25. **Lancial N., Torriano F., Beaubert F., Harmand S., Rolland G.** Study of a Taylor–Couette–Poiseuille flow in an annular channel with a slotted rotor // *Int. J. Thermal Sci.* 2017. Vol. 112. P. 92–103.
26. **Jeng T.-M., Tzeng S.-C., Lin C.-H.** Heat transfer enhancement of Taylor–Couette–Poiseuille flow in an annulus by mounting longitudinal ribs on the rotating inner cylinder // *Int. J. Heat and Mass Transfer.* 2007. Vol. 50, No. 1–2. P. 381–390.
27. **Мамонов В.Н., Миськив Н.Б., Назаров А.Д., Серов А.Ф., Терехов В.И.** Влияние оребрения внутреннего вращающегося цилиндра в системе Куэтта-Тэйлора на величину момента сопротивления//*Т и А.*, 2023, 30, № 4, с. 675-686.
28. **van den Berg T.H., Luther S., Lathrop D.P., Lohse D.** Drag reduction in bubbly Taylor-Couette turbulence. // *Phys. Rev. Lett.* 2005. vol. 94. 044501.
29. **Murai Y., Tasaka Y. Oishi Y. Takeda Y.** Modal switching of bubbly Taylor–Couette flow investigated by particle tracking velocimetry // *Experiments in Fluids.* 2018. 59:164
30. **Monakhov A.A., Chernyavski V.M., Shtemler Yu.** Bounds of cavitation inception in a creeping flow between eccentric cylinders rotating with a small minimum gap// *Physics of Fluids.* 2013. 25, 093102
31. **Амромин Э.Л.** О происхождении цепочек каверн во вращающемся потоке между цилиндрами// *ЖТФ*, 2021, том 91, вып. 11. 03. с. 1645-1648.

ЗАКРУЧЕННЫЕ ТЕЧЕНИЯ ПАРА В КОРОТКИХ ЛИНЕЙНЫХ ТЕПЛОВЫХ ТРУБАХ

ВВЕДЕНИЕ

Закрученные течения пара в коротких линейных тепловых трубах (ТТ) с паровым каналом, близким к соплу Лавалья [1-2], представляют собой новый способ увеличения коэффициента теплопередачи $K_{ТТ}$ таких ТТ, предназначенных для охлаждения космических аппаратов и спутников с ядерными энергетическими установками и с регламентацией взлетной массы [3-5].

1. АППАРАТУРА И МЕТОДИКА

Были созданы 10 тождественных ТТ с выполненным в виде сопла Лавалья паровым каналом, с одинаковыми геометрическими размерами, и массами заправки диэтиловым эфиром, $\delta m/m \leq 0.1\%$, длина ТТ 100 мм, диаметр 20 мм, подробно описаны ранее [3]. На рис. 1 показана схема закрученного течения пара в канале, полученного с помощью наклонных инжекторных каналов диаметром 1 мм в испарителе ТТ.

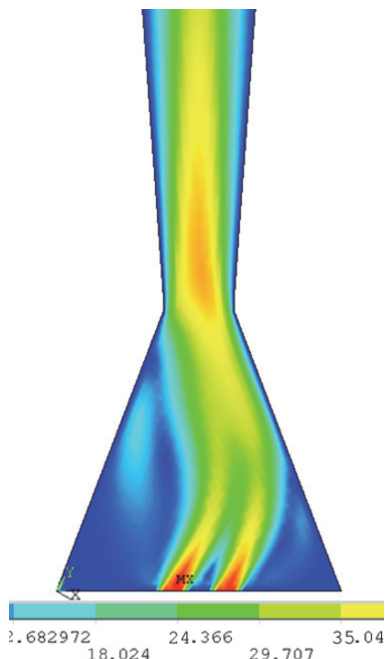


Рис. 1. Режим течения влажного пара в ТТ. Угол наклона инжекторных паровых каналов к продольной оси в тангенциальном (азимутальном) направлении $\varphi = 30^\circ$. Перегрев испарителя относительно температуры кипения диэтилового эфира задан равным $\delta T = T_{ev} - T_B = 15K$, скорость пара m/s

На рис. 2 изображен фрагмент испарителя с инжекторными каналами, формирующими закрученное струйное течение пара..

Частичная азимутальная закрутка струйного парового потока внутри ТТ создается с помощью наклонных инжекторных каналов в плоском многослойном сеточном испарителе, с углом наклона φ относительно продольной оси в азимутальном направлении, в диапазоне $0^\circ < \varphi < 60^\circ$.

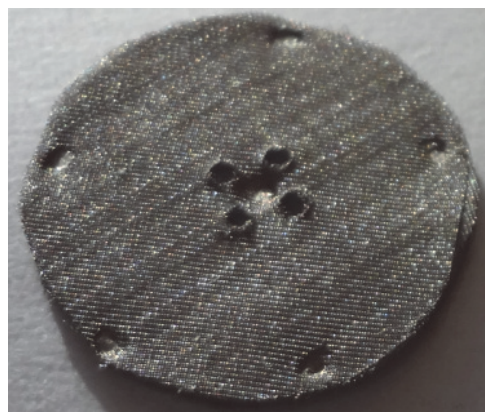


Рис. 2. Изображение одной из заготовок многослойного капиллярно-пористого испарителя ТТ с размером ячеек 0.04 мм. Хорошо видны четыре инжекторных канала диаметром 1 мм для выхода и формирования струй пара, пронизывающих насквозь круглые заготовки по 10 слоев сетки в каждой. Итоговая толщина испарителя 3.5 мм.

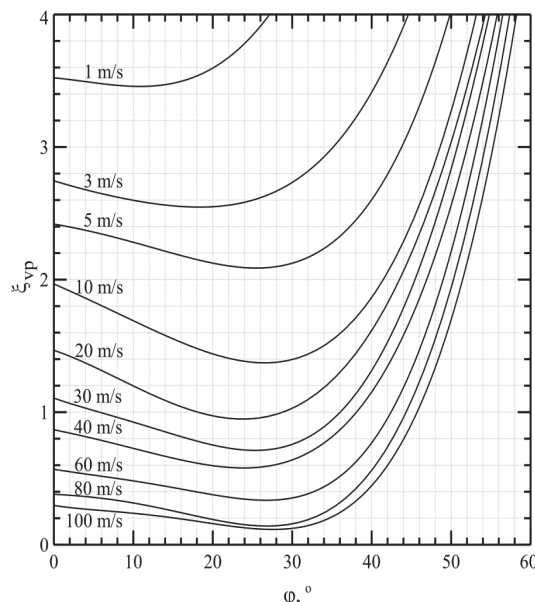


Рис. 3. Зависимость коэффициента гидравлического сопротивления ξ_{vp} закрытого плоскими крышками парового канала ТТ с инжекторными струйными течениями при различных углах наклона φ в диапазоне чисел Рейнольдса $Re_{vp} = 10^3 - 10^5$. Цифры на кривых в левой части рисунка означают среднюю скорость течения пара в паровом канале ТТ, m/s

На рис. 4 представлены результаты измерений коэффициентов теплопередачи K_{TT} тождественных ТТ, отличающихся только углами наклона φ , при одинаковом температурном напоре на испарителе $\delta T = T_{ev} - T_B = (20 \pm 0.03) \text{ K}$ [4-5].

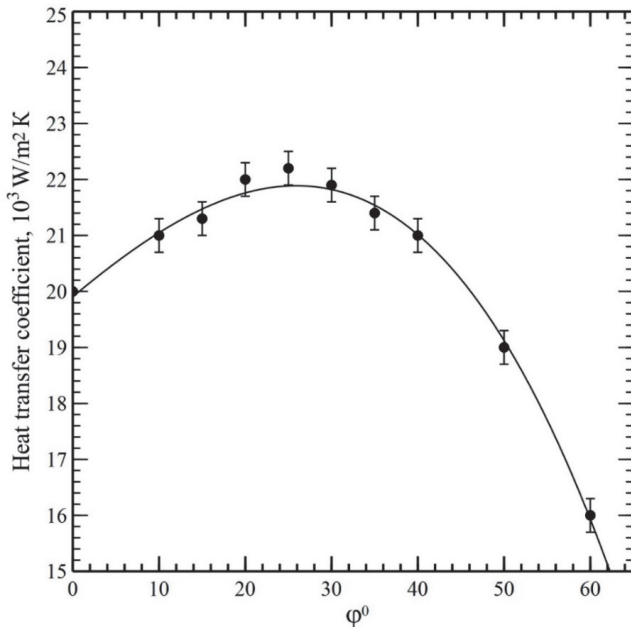


Рис.4. Результаты экспериментального сопоставления коэффициентов теплопередачи тождественных ТТ с различными углами наклона инжекторных каналов. Максимум K_{TT} определен нами при угле закрутки потока пара $\varphi = 26^\circ \pm 2^\circ$.

На рис.5 и рис.6 показано закрученное течение и азимутальная скорость тороидального вихря в ТТ.

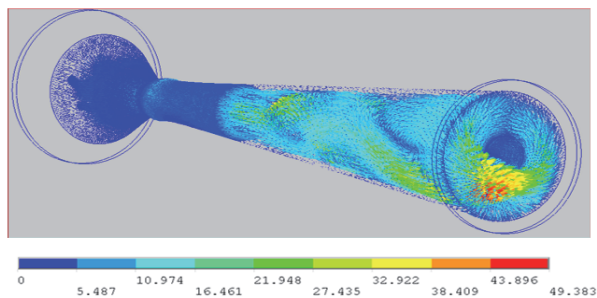


Рис. 5. Частично закрученный поток пара над инжекторными каналами вблизи поверхности испарителя, далее в паровом канале и вблизи поверхности конденсации ТТ, подтверждающий ненулевое значение азимутальной скорости вращения тороидального вихря конденсирующегося пара.

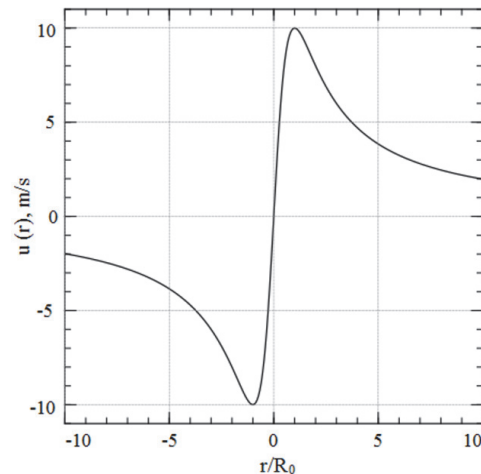


Рис. 6. Расчетные значения азимутальной скорости вращения тороидального вихря конденсирующегося пара $u(r)$, m/s; R_0 - радиус вихря, m; r - расстояние от осевой линии парового канала ТТ, m.

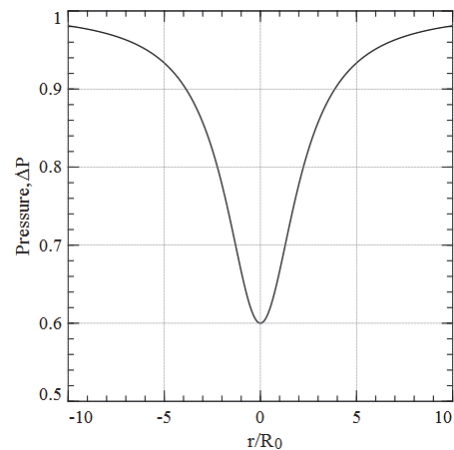


Рис. 7. Дополнительное снижение относительного давления в центре тороидального парового вихря из-за его азимутального вращения, увеличивающего K_{TT} .

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Seryakov A.V.** Computer modeling of the vapour vortex orientation changes in the short low-temperature heat pipes // *Int. J. Heat Mass Transfer*, 2019. V.140. P. 243–259.
2. **Seryakov A.V.** Resonant vibration heat transfer coefficient increase of short low-temperature heat pipes // *Int. J. Heat Mass Transfer*, 2020. V. 158. P. 1–22.
3. **Seryakov A.V.** The increasing of the heat transfer coefficient of short linear heat pipes//*Am. J. Mod. Phys.* 2023. V.12. N 3. P. 30–46.
4. **Серяков А.В., Конькин А.В., Алексеев Анд.П.** Повышение коэффициента теплопередачи коротких тепловых труб путем закручивания парового потока / *Тепломассообмен и гидродинамика в закрученных потоках: тезисы докладов IX Международной конференции*. Нижний Новгород, НГТУ 10-12 октября 2023. С.173–175.
5. **Серяков А.В., Конькин А.В., Алексеев А.П.** Применение закрученного течения пара в коротких линейных тепловых трубах. Часть 1 // *Вестник МАХ*, 2024. №1. С.92–102.

ТЕПЛООБМЕН В ЭЛЕМЕНТАХ ОХЛАЖДАЕМЫХ ДЕФОРМИРУЕМЫХ ЗЕРКАЛ АДАПТИВНОЙ ОПТИКИ

ВВЕДЕНИЕ

Основными элементами деформируемых зеркал (ДЗ) адаптивной оптики являются оптический блок (ОБ) и пьезопровод, а процессы, протекающие в них, связаны с разогревом из-за воздействия излучения или электромеханических нагрузок. Силовое ДЗ должно функционировать при воздействии на него высокоомощного лазерного излучения. Оптическую поверхность нужно интенсивно охлаждать, причем требования к геометрической стабильности ДЗ остаются на уровне требований к оптике ($< (\eta/20 - \eta/10)$). Охлаждаемый ОБ должен быть умеренной толщины, т.к. иначе возникают проблемы, связанные с амплитудой и формой его прогиба и быстродействием. Для ДЗ имеется проблема создания эффективного компактного теплообменника, размещенного на упругих точечных опорах и обладающего минимальными термическими деформациями с возможностью их компенсации за счет определенной части динамического диапазона ДЗ.

1. ОСОБЕННОСТИ И ПРОБЛЕМЫ ОХЛАЖДЕНИЯ ДЗ

Организация системы охлаждения ДЗ является нетривиальной задачей. Схема распределения температуры по толщине ОБ ДЗ показана на рис. 1.

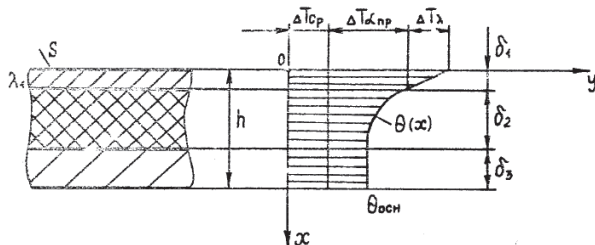


Рис. 1. Схема распределения температур в ОБ ДЗ

Для ДЗ необходимо минимизировать средний перегрев каждой температурной компоненты $(\Delta T_\lambda) + (\Delta T_{\alpha пр}) + (\Delta T_{cp}) =$

$$qS \left[\frac{\delta_1}{\lambda_1 S} + \frac{\delta_1}{h} + \frac{1}{\alpha_{пр} S} + \frac{\delta_1 + (\delta_2 + \delta_3)/2}{h} + \frac{1}{2C_p G} \right] \rightarrow \min \quad (1)$$

Оценка членов выражения в квадратных скобках при типичных значениях $S=0,2 \text{ м}^2$ ($D=0,5 \text{ м}$), $\alpha_{пр}=6 \cdot 10^4 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, $\delta_1=1 \text{ мм}$, $\delta_2=3 \text{ мм}$; $\delta_3=2 \text{ мм}$, охлаждение водой с расходом $G=2,5 \text{ кг}/\text{с}$, $\lambda_1=400 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$, дает соответственно значения $(0,21 + 4,86 + 4,76) \cdot 10^{-5}$, откуда видно, что члены, связанные с приведенным коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{пр}$ и расходом через систему охлаждения (СО), необходимо повышать в первую очередь и в несколько раз. Усилия по поиску СО должны быть направлены на

систему, дающую повышенные по отношению к другим $\alpha_{пр}$ в области средних и малых чисел Re. Сопоставление эффективности СО необходимо проводить в координатах $\alpha_{пр} - \Delta p/l$.

Следующим фактором, влияющим на геометрическую стабильность ДЗ, является неравномерный по апертуре разогрев приводов при их работе.

Конструкция ДЗ определяется также технологией изготовления и условиями его эксплуатации.

2. СИСТЕМЫ ОХЛАЖДЕНИЯ ОПТИЧЕСКОГО БЛОКА

Усилия по поиску подходящей СО ДЗ должны быть направлены на систему, дающую повышенные $\alpha_{пр}$ в области умеренных чисел Рейнольдса Re ($Re \leq 2 \cdot 10^4$). Дополнительным требованием к конструкции ОБ является требование изотропности его механической жесткости.

Исследования [1] показали, что существуют пределы интенсификации теплообмена, которые применительно к лазерным зеркалам для $\alpha_{пр}$ составляют $\sim (2-3) \cdot 10^5 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Ниже рассмотрены характеристики двух наиболее подходящих для ДЗ СО: 1) модифицированных канальных систем с прерывистыми стенками (подрезами) [2], 2) вафельных СО [3].

2.1. Канальная система с прерывистыми стенками

При увеличении диаметра ОБ ДЗ и сохранении располагаемого перепада давления рабочая область СО по числу Рейнольдса может заключаться в диапазоне $5 \cdot 10^2 - 5 \cdot 10^3$, где реализуется ламинарный и переходный режимы течения теплоносителя. Интенсификация теплоотдачи в этих условиях может быть основана на различных методах организации и разрушения структуры потока.

Для охлаждаемых ОБ была предложена конструкция СО, сочетающая короткие каналы с созданием неоднородностей давления. Конструктивно она выполнена путём нанесения в канальной СО системы дополнительных каналов, расположенных с шагом t под углами $\pm \alpha$ к основным каналам. Было исследовано пять различных систем охлаждения [2]. Результаты по коэффициенту гидравлического сопротивления, приведенной и поверхностной теплоотдаче аппроксимированы соответственно степенными функциями $\xi=C_1 Re^{n_1}$, $\alpha_{пр}=C_2 Re^{n_2}$ и $\alpha_0=C_3 Re^{n_3}$ (где C_1, C_2, C_3 - постоянные). Выявлены области чисел Re, в которых такая интенсификация энергетически выгодна с т.з. приведенного коэффициента теплоотдачи, рис.2.

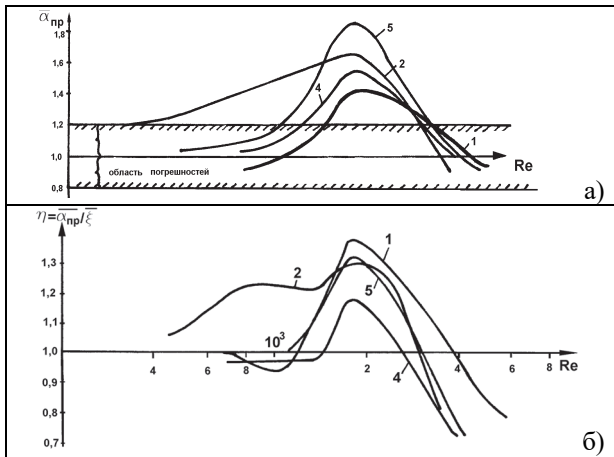


Рис. 2. Зависимость относительных (к образцу-свидетелю) теплообменных характеристик канальных систем с прерывистой стенкой от числа Re: а - приведенного коэффициента теплоотдачи $\bar{\alpha}_{пр} = \alpha_{пр} / \alpha_{пр.ос}$; б - энергетической эффективности $\eta = \bar{\alpha}_{пр} / \bar{\xi}$.

2.2. Вафельные системы охлаждения

Вафельные структуры получают путем формирования фрезерованием или электроэрозионной обработкой в материале рядов взаимно пересекающихся под углом ϕ каналов с шагами S_1 и S_2 одинаковой высоты h_k . Для механической изотропности ОБ ДЗ наиболее предпочтительно $S_1 = S_2$. Для получения и обобщения данных были подробно экспериментально исследованы гидравлические сопротивления и теплообмен специальным образом подобранных 24 макетов СО [3]. Диапазоны изменений параметров составляли: чисел Рейнольдса $Re = 100 - 2,5 \cdot 10^4$, Прандтля $Pr = 5,5 - 8,5$, пористости $\varepsilon = 0,53 - 0,8$, углов раствора ромба в основании призматического ребра $\phi = 60, 90^\circ$, углов атаки $\gamma = 0 - 120^\circ$ и коэффициентов теплопроводности материала ребер $\lambda = (100 - 400) \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$. Результаты обобщены в виде критериальных степенных зависимостей. На рис.3 представлены графики зависимостей относительного сопротивления $\bar{\xi} = \xi(\gamma) / \xi(\gamma = 0^\circ)$ и относительной теплоотдачи $\bar{Nu} = Nu(\gamma) / Nu(\gamma = 0^\circ)$ от угла атаки γ , полученные нормированием на характеристики для базового варианта.

2.3. Сопоставительный анализ СО

Выбор конструкции СО ОБ ДЗ - многофакторная задача. Термическое перемещение оптической поверхности зеркала определяется тремя компонентами: термическим расширением, термодформациями сдвига и изгибными термодформациями ОБ. Основной вклад в перемещение поверхности даёт член, определяющий сдвиговую деформацию. Для вафельных и канальных с подрезами СО термодформация оптической поверхности будут меньше, чем у канальной СО из-за отсутствия сдвигового члена. Показано, что максимальные значения $\alpha_{пр}$ достигаются на вафельных системах, затем на канальных с подрезами, а затем уже на канальных.

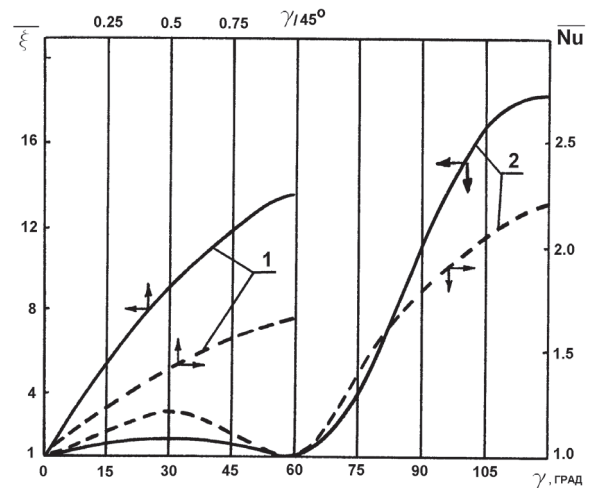


Рис. 3. Зависимость для вафельных СО: а) относительных сопротивлений $\bar{\xi}$ и теплоотдачи \bar{Nu} от угла обтекания (атаки) γ : 1 - $\phi = 90^\circ$, $Re_2 = 2,5 \cdot 10^3$; 2 - $\phi = 60^\circ$.

3 ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ НА ТЕПЛОТДАЧУ СО

Неидеальность паяного соединения подложки, СО и основы ОБ ДЗ может приводить к двукратно уменьшению $\alpha_{пр}$ [4, 5]. Анализ решения для температурного поля при термическом сопротивлении между ребрами показал, что наличие термосопротивления вызывает резкое уменьшение интенсифицирующего $\alpha_{пр}$ воздействия ребра при росте комплекса ребра $m \cdot h_k$ [4]. Некачественное паяное соединение материалов с $\lambda = (150 - 400) \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ может увеличить терморасширение на (15-100) %.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

С тепло-гидравлической т.з. рекомендуется изготавливать ОБ ДЗ из меди, кремния, карбида кремния с вафельными или канальными с подрезами СО, которые следует формировать в подложке.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Субботин В.И., Гордеев В.Ф., Харитонов В.В. и др. О пределах интенсификации теплообмена в компактных теплообменниках // Доклады академии наук СССР, 1984. Т. 279. № 4. С. 888–891.
2. Шанин Ю.И., Афанасьев В.А., Шанин О.И. Теплообмен и гидросопротивление в канальных системах охлаждения с прерывистой стенкой // ИФЖ, 2000. Т.73. №2. С. 224–231.
3. Шанин Ю.И., Шанин О.И. Теплообмен и гидросопротивление вафельных систем охлаждения лазерных зеркал // Тр. 4-ой росс. национ. конф. по теплообмену (РНКТ-4), 23-27 октября 2006 г. Т.6. Интенсификации теплообмена. М.: Издательский дом МЭИ, 2006. С.141–144.
4. Шанин Ю. И., Федосеев В. Н., Шанин О. И. Влияние неидеальности контакта пластин на теплообмен в компактных теплообменниках // ИФЖ. Т.60. №5. 1991. С.776–782.
5. Шанин Ю.И., Шанин О.И., Черных А.В., Шарапов И.С. Влияние несовершенств излучения и технологии на термодетектированное состояние оптических элементов // ИФЖ, 2017. Т. 90. № 3. С.714–720.

ТЕНДЕНЦИИ РАЗВИТИЯ И ДОСТИГНУТЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ДЛЯ СИСТЕМ ОХЛАЖДЕНИЯ ЛАЗЕРНЫХ ЗЕРКАЛ

ВВЕДЕНИЕ

Температурное поле лазерных зеркал определяет достижение ими тех или иных критериев работоспособности, а эффективность системы охлаждения (СО) – повышение уровня работоспособности зеркал за счет снижения температурных деформаций и температуры оптической поверхности. В статье определены тенденции, задачи и направления по исследованию предпочтительных систем охлаждения. Приведены достигнутые результаты по интенсификации теплоотдачи в различных системах охлаждения, включая вафельные, вихревые, струйные и высококомпактные системы, а также поставлены задачи дальнейших исследований.

1. ОЦЕНКА ПОТРЕБНОГО ПРЕДЕЛЬНОГО ЭФФЕКТИВНОГО КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОТДАЧИ

Проведены оценки ограничений тепловых потоков по достижению температуры плавления и пластической деформации подложки, а также потребных предельных коэффициентов теплоотдачи. Показано, что наиболее критичным фактором для оптики высоких интенсивностей является недостаточно высокая эффективность систем охлаждения. В приближении модели полупространства оценены значения пиковых тепловых потоков ($q \sim (2-4) \cdot 10^8$ Вт/м²), приводящих к достижению на подложке температуры плавления. При этом приведенный к поверхности коэффициент теплоотдачи должен быть на уровне $\alpha_{пр} \sim (2-4) \cdot 10^6$ Вт/(м²·К). Пластическая деформация в первую очередь развивается на оптической поверхности из-за приложенного градиента температур ΔT , оцениваемого по формуле

$$\Delta T \approx \sigma_{0,01}(1-\nu)/[\beta(T)E(T)], \quad (1)$$

где $\sigma_{0,01}$ - величина напряжения повреждаемости, $E(T)$, $\beta(T)$, ν - модуль Юнга, коэффициент линейного расширения, коэффициент Пуассона. Для различных материалов были выявлены области, в которых в материале подложки еще не наступает пластическая деформация. Для реализации малых температурных напоров в системе охлаждения требуются приведенные коэффициенты теплоотдачи порядка $(5 \cdot 10^5 - 1 \cdot 10^7)$ Вт/(м²·К), достижение которых вряд ли осуществимо в ближайшем будущем. Высокие потребные коэффициенты теплоотдачи ($\sim (5 \cdot 10^4 - 3 \cdot 10^5)$ Вт/(м²·К)) нужны уже сейчас. Достигнутый на сегодня уровень коэффициентов теплоотдачи при охлаждении водой составляет для меди $\sim 1 \cdot 10^5$ Вт/(м²·К), а для молибдена $\sim 5 \cdot 10^4$ Вт/(м²·К). Для достижения

физических возможностей используемых материалов приведенный коэффициент теплоотдачи $\alpha_{пр}$ необходимо повышать до уровня $\alpha_{пр} \sim (5-10) \cdot 10^5$ Вт/(м²·К), а для выполнения требований по геометрической стабильности - ещё выше.

2. АНАЛИЗ ПЕРСПЕКТИВНЫХ СИСТЕМ ОХЛАЖДЕНИЯ

2.1. Основные особенности и тенденции развития систем охлаждения

Перспективы создания систем охлаждения зеркал связаны с интенсификацией теплоотдачи, развитием удельной теплообменной поверхности, повышением эффективной теплопроводности систем. Эффективная интенсификация теплоотдачи обеспечивается двумя перспективными методами: 1) применением конструкций с периодическим разрушением тонкого теплового пограничного слоя без существенного роста гидравлического сопротивления, 2) закруткой потока (компланарная система и применение витых лент), позволяющей увеличивать теплоотдачу до 2 раз при той же мощности на прокачку теплоносителя, что и без закрутки. Компактность системы охлаждения можно повысить применением переточных систем (в которых компактность можно повысить на порядок) вместо проточных. При этом надо обеспечить высокую теплопроводность компактной матрицы, иначе эффект развития поверхности перестает работать. Наряду с использованием микрокапиллярной матрицы и пористых сетчатых материалов высокую теплопроводность обеспечивают материалы с открытой упорядоченной пористостью [1].

2.2. Интенсификация теплоотдачи

Авторы работы [2] оценивают целесообразность интенсификации теплоотдачи до пределов $\alpha'_{пр}$ и $\alpha''_{пр}$, которые получаются из выражения для изгибной деформации круглого равномерно нагруженного диска диаметром D , высотой H и толщиной подложки h . При этом $\alpha'_{пр} = 2\lambda/h$ и $\alpha''_{пр} = 6\lambda/h$. Оценки для подложек толщиной 1 мм из меди и молибдена (или кремния) дают значения $8 \cdot 10^5 \leq \alpha_{пр,Cu} \leq 2,4 \cdot 10^6$ Вт/(м²·К), $2,6 \cdot 10^5 \leq \alpha_{пр,Mo} \leq 7,8 \cdot 10^5$ Вт/(м²·К).

2.2.1 Периодическое разрушение теплового пограничного слоя

Турбулизатор, как средство интенсифицировать теплоотдачу, должен оказывать воздействие не на весь поток, а лишь на его пристенную область.

Малые размеры каналов ($d_f \sim 1$ мм) в СО зеркал затрудняют использование оптимально спрофилированных турбулизаторов, т.к. их размеры соизмеримы с допуском на изготовление каналов. Предложена СО с прерывистой стенкой (модифицированная канальная СО) [3], способная вносить в гидродинамически сформировавшийся поток слабые возмущения, приводящие к периодическому обновлению тонкого теплового пограничного слоя с периодом, равным начальному участку тепловой стабилизации ($l/d_f \sim 10$). Для «тонкого» воздействия на пограничный слой используются поперечные к потоку градиенты давления, создаваемые за счет нанесенных под углом γ к основным дополнительным каналам.

2.2.2 Вихревые системы охлаждения

Применение вихревых течений в СО лазерных зеркал привлекательно с точки зрения повышения эффективной поперечной теплопроводности жидкости. Формирование вихревых течений обеспечивается компланарной СО [4] и применением в СО витых стержней (лент) [4].

2.2.3 Струйные системы охлаждения

Интенсивность теплообмена при взаимодействии струй с преградами примерно на порядок выше, чем при других способах подвода теплоносителя к поверхности теплообмена при прочих равных условиях. При экспериментальном исследовании фрагмента струйной системы охлаждения с оребрением [5, 6] достигнуты $\alpha_{пр} \sim 3 \cdot 10^5$ Вт/(м²·К).

2.3 Анализ высококомпактной СО

Реализована высококомпактная СО (компактность $1,3 \cdot 10^4$ м²/м³) с однонаправленным тепловым и массовым потоком (рис.1).

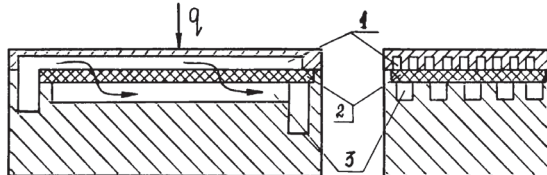


Рис. 1. Схема системы охлаждения с односторонним подводом теплового и массового потоков: 1,3 - раздаточные и сборные каналы, 2 - пористая матрица

Проведен анализ теплового состояния СО и получены распределение температуры по толщине зеркала и $\alpha_{пр}$. Оценки показывают, что такая СО способна отводить тепловые потоке на уровне $\sim 2 \cdot 10^7$ Вт/м². Данная система обладает также способностью к саморегулированию распределения расхода по площади матрицы, т.е. имеет повышенную устойчивость к пиковым нагрузкам, имеющим место в лазерном пятне.

3. ДОСТИГНУТЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ И ЗАДАЧИ ДАЛЬНЕЙШИХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Ряд описанных выше решений был проверен экспериментально на моделях и макетах (табл. 1). Сравнение данных проведено в координатах $\alpha_{пр} \cdot D/\lambda$. Результаты анализа СО подтверждаются полученными экспериментальными результатами.

Таблица. Достигнутые значения $\alpha_{пр}$

Тип СО и её размеры, мм	Максимальный $\alpha_{пр}$, Вт/(м ² ·К)	$\alpha_{пр}$ при $Re=5 \cdot 10^2$
Шахматная вафельная, $\delta_p=\delta_k=2, h_p=2,4$, медь	$1,15 \cdot 10^5$ $Re=8,5 \cdot 10^3$	$3,5 \cdot 10^4$
Модифицированная канальная, $\delta_p=\delta_k=2, h_k=3, \gamma=54^\circ$, медь	$1,0 \cdot 10^5$ $Re=4 \cdot 10^4$	$7 \cdot 10^3$
Компактная на основе пакета латунных сеток, $\delta_p=\delta_k=h_k=1, h_c=1,5, F_p=0,5F_c$, медь	$1,0 \cdot 10^5$ $Re_{вх}=1,2 \cdot 10^4$ $j=72$ кг/(м ² ·с)	$1,5 \cdot 10^4$
Компактная (пакет медных микрокапиллярных пластин)	$6,5 \cdot 10^4$ $Re=8,5 \cdot 10^3$	$1,6 \cdot 10^4$
Коридорная вафельная, $\delta_p=\delta_k=2, h_k=2,4$, медь	$9,4 \cdot 10^4$ $Re=1,8 \cdot 10^4$	$8 \cdot 10^3$
Микроканальная, $\delta_p=0,54, \delta_k=0,6, h_k=3,8$, медь	$6,4 \cdot 10^4$ $Re=3,4 \cdot 10^3$	$3,5 \cdot 10^4$
Струйная $D=1,5; \delta_p=0,5; d_o=0,7$; медь	$\sim 3 \cdot 10^5$	-

Для дальнейших исследований выделены вафельная шахматная структура, модифицированная канальная система, микроканальная, компактная с коллекторами по обе стороны от сетчатого пакета.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Показано, что для достижения высоких интенсивностей светового потока ограничивающим фактором является невысокие значения $\alpha_{пр}$ в СО, требуемые значения находятся на уровне $\alpha_{пр} \sim 10^6$ Вт/(м²·К) и выше. Перспективны направления, связанные с интенсификацией теплоотдачи путём периодического разрушения теплового пограничного слоя, закрутки потока, а также с использованием компактных СО. Потенциальными для работы в широком диапазоне температур являются двухэтажная шахматная вафельная система и коллекторная компактная система.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аполлонов В.В. Силовая оптика//Квантовая электроника, 2014. Т.44. №2. С.102-121.
2. Петухов Б.С., Алексеев В.А., Зейгарник Ю.А. и др. Проблемы теплообмена в охлаждаемых зеркалах технологических лазеров//Теплофизика высоких температур, 1985. Т.23. № 6. С.1200-1210.
3. Шанин Ю.И., Афанасьев В.А., Шанин О.И. Теплообмен и гидросопротивление в канальных системах охлаждения с прерывистой стенкой// ИФЖ, 2000. Т.73. №2. С. 224-231.
4. Шанин Ю.И. Применение закрученных потоков в системах охлаждения лазерных зеркал// Тепловые процессы в технике, 2018. Т.10. №7-8. С.307-317.
5. Кошелев С.Б., Субботин В.И., Харитонов В.В. Составляющие теплопередачи при струйном течении воды в ограниченном пространстве // Теплофизика высоких температур. 1985. Т. 23. № 3. С. 542–548.
6. Леонов Е.В., Шанин Ю.И. Струйные системы охлаждения лазерных зеркал// Тепловые процессы в технике. 2023. Т. 15. № 6. С. 247–256.

СТРУКТУРА ТЕЧЕНИЯ И ПЕРЕХОД К ТУРБУЛЕНТНОСТИ ПРИ ОТРЫВЕ ЗАКРУЧЕННОГО ПОТОКА В КАНАЛАХ

ВВЕДЕНИЕ

Отрыв закрученного потока представляет значительный интерес как с точки зрения фундаментальной науки, так и многочисленных технических приложений. Исследованию гидродинамических и тепловых процессов в закрученных течениях посвящено значительное количество монографий и журнальных статей. Закрутка потока сопровождается, как правило, двумя явлениями: прецессией ядра вихря и разрушением вихря. Осесимметричное внезапное расширение относится к каноническим случаям отрывных течений, которые достаточно хорошо изучены.

Влияние закрутки на структуру потока для этого случая течения исследовалось, главным образом, при турбулентном режиме [1]. Закрутка потока при ламинарном течении исследовалась крайне редко. Установлено, и для этого случая имеет место прецессия вихревого ядра и его разрушение, однако вопросы влияния закрутки потока на процессы ламинарно-турбулентного перехода для этого течения не рассматривались. Течение в разветвляющихся каналах, как правило, сопровождается формированием в ответвлениях областей отрыва потока, интенсивность которых зависит как от угла между ответвлением и подводящим каналом, так и от доли расхода через каждое ответвление. Отрыв потока приводит к повышению гидродинамического сопротивления таких каналов, а также к росту интенсивности пульсаций параметров потока. Кроме того, если течение в подводящем канале ламинарное, то отрыв потока может привести к более раннему (по числу Рейнольдса) переходу к турбулентности в ответвлениях.

Отмеченные особенности в полной мере присущи течению в элементах сердечно-сосудистой системе человека и, в частности, в областях соединения шунта, обходящего пораженный участок артерии, с артерией-хозяином. При этом создаются условия для интенсивного разрастания внутренней поверхности сосудистого трансплантата и сосуда-хозяина (гиперплазия интимы), что приводит к постепенному сужению проходного сечения сосуда, его закупорке и, как правило, к необходимости проведения повторного хирургического вмешательства. Известно, что закрутка потока может снижать размеры отрывных областей и подавлять турбулентность, возникающую при отрыве потока. Исследования использования искусственной закрутки потока для улучшения гемодинамики в области артериального анастомоза немногочисленны [2] и находятся на начальном этапе.

В настоящей работе представлены результаты экспериментальных исследований структуры стационарного течения в канале с внезапным расширением и в области разветвления каналов, имитирующем проксимальный анастомоз бедренной артерии человека, при умеренных числах Рейнольдса. Особое внимание уделяется влиянию закрутки на формирование областей отрыва потока, структуру течения в этих областях и процессы ламинарно-турбулентного перехода. Полученные результаты могут найти применение и в каналах энергетических установок, мини- и микроканалах теплообменного оборудования.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ МЕТОДЫ

Эксперименты проводились в установке, описание которой приведено в [3]. Схемы рабочих участков показаны на рис.1. Число Рейнольдса, рассчитанное по диаметру d , для внезапного расширения изменялось в диапазоне $Re = 1407 - 1700$, а для области разветвления составляло 1460; $Q1/Q = 0.5$. Рабочая жидкость – водный раствор глицерина. Выполнена визуализация течения и SIV измерения мгновенных векторных полей скорости потока. В качестве трассеров использованы полиамидные частицы диаметром 5 мкм.

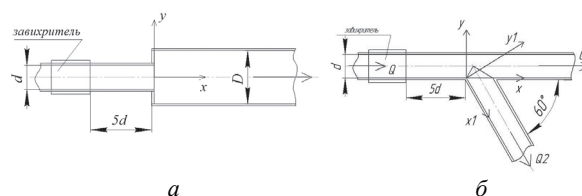


Рис.1. Схемы рабочих участков: а – внезапное расширение; б – область разветвления

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Установлено, что при отсутствии закрутки в области присоединения потока за внезапным расширением периодически происходит потеря устойчивости течения и его локальная турбулизация, которая сопровождается формированием разномасштабных вихревых движений жидкости. Осциллограммы скорости потока показали перемежающийся характер течения в этой области (рис.2). Установлено, что с ростом числа Рейнольдса коэффициент перемежаемости монотонно возрастает. Выявлен и описан механизм возникновения перемежаемости, который заключается в избирательном росте волн Кельвина-Гельмгольца при раскачивании слоя смешения за счет возмущений на входе.

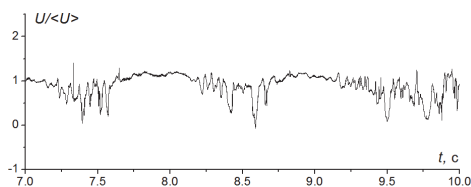


Рис.2. Оциллограмма скорости потока в области его присоединения за внезапным расширением при $Re = 1640$

Установлено, что под влиянием закрутки потока профили продольной компоненты скорости после внезапного расширения существенно деформируются, происходит нарушение осевой симметрии течения. Размер области отрыва потока сокращается примерно в 5 раз. В области присоединения начинается формирование крупномасштабных вихревых структур, которые при движении вниз по потоку занимают все поперечное сечение канала. Максимум среднеквадратичных пульсаций скорости достигается в слое смещения в окрестности зоны присоединения потока. Однако признаки локальной турбулизации потока (высокая амплитуда пульсаций и заполнение высокочастотной области спектра) наблюдается только вниз по потоку от зоны присоединения.

Закрутка потока в области разветвления каналов приводит к ликвидации области отрыва в ответвлении Q1, которая формируется при отсутствии закрутки (рис.4). Однако вблизи оси симметрии ответвления при $x/d \approx 1.0$ образуется зона дефекта скорости протяженностью приблизительно $2.4d$ (рис.4,б). Механизм формирования этой зоны связан, по-видимому, с разрушением вихря, прецессия которого наблюдается в закрученном потоке перед областью разветвления. Крупномасштабные квазирегулярные вихревые структуры, формирующиеся при отсутствии закрутки потока в слое смешения рециркуляционной области, на границах зоны торможения отсутствуют. В начале этой зоны наблюдаются низкочастотные пульсации скорости высокой амплитуды, которые являются следствием колебания как самой зоны торможения, так и деформацией формы ее границ. Вниз по потоку за зоной торможения на оциллограммах скорости наблюдается перемежающийся характер течения. Кроме того, амплитуда пульсаций в высокочастотной области спектра здесь выше, чем на границах зоны торможения. Эти факты свидетельствуют о появлении признаков локального ламинарно-турбулентного перехода.

В ответвлении Q2 закрутка не вносит радикальных изменений в структуру течения. Область отрыва сохраняется, однако под влиянием закрутки ее продольный размер возрастает почти в 1,5 раза. При этом поперечный размер области отрыва (по координате $y1$, рис.1, б) практически не изменяется. Максимальная скорость в зоне высокоскоростной струи, образующейся над областью отрыва потока, также остается неизменной. Под влиянием

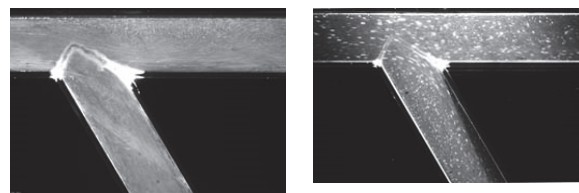


Рис.3. Визуализация течения в области разветвления каналов: а – без закрутки потока; б – с закруткой потока

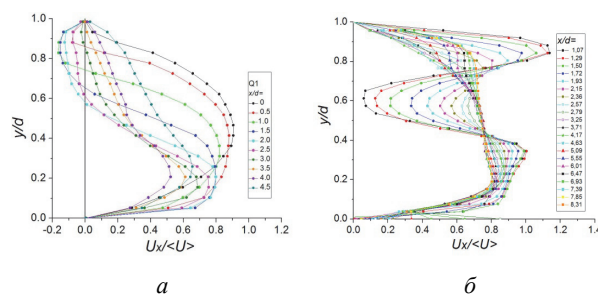


Рис.4. Профили скорости в ответвлении Q1: а – без закрутки потока; б – с закруткой

закрутки ликвидируются крупномасштабные вихревые структуры, формирующиеся в слое смешения отрывной области при ее отсутствии. Однако в закрученном потоке в начальных сечениях отрывной области также наблюдаются признаки локального ламинарно-турбулентного перехода.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Экспериментально получены основные закономерности влияния закрутки потока на структуру течения при внезапном расширении канала и в области разветвления каналов. Установлено, что закрутка приводит к сокращению области отрыва потока при внезапном расширении и к ее ликвидации в канале Q1 области разветвления. В последнем случае в канале Q1 формируется зона дефекта скорости. В ответвлении Q2 влияние закрутки менее выражено: область отрыва потока сохраняется, ее длина увеличивается. Выявлено влияние закрутки на появление признаков ламинарно-турбулентного перехода в обоих рассматриваемых течениях.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант №22-19-00507)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Mak H., Balabani S.** Near field characteristics of swirling flow past a sudden expansion // *Chemical Engineering Science*. 2007. No.62. pp.6726–6746
2. **Ha H., Choi W., Park H. and Lee S.J.** Advantageous swirling flow in 45° end-to-side anastomosis // *Exp. Fluids*. 2014. V. 55. P. 1–13.
3. **Molochnikov V.M., Mikheev N.I., Mikheev A.N., Paereliy A.A., and Goltzman A.E.** Investigating a pulsating flow in the smooth channel and at the bifurcation section with regard to the popliteal artery hemodynamics // *J. Physics: Conf. Series*, 2021, Vol. 2119, No. 1, P. 012020-1–012020-15.

ИССЛЕДОВАНИЕ СЖИМАЕМОГО ТЕПЛООВОГО ПОГРАНИЧНОГО СЛОЯ В ЩЕЛЕВОМ КАНАЛЕ С ГРАДИЕНТОМ ДАВЛЕНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

В данной работе рассмотрена внутренняя задача течения газа и теплообмена в малоразмерном щелевом сверхзвуковом сопле и сверхзвуковом канале. Реализуется комбинированный подход. Данные, которые не представляется возможным измерить в эксперименте с приемлемой точностью, получены на основании численного моделирования. Это относится к локальным параметрам пограничного слоя, так как в высокоскоростных потоках вследствие малой физической толщины проводить зондовые измерения принципиально сложно [1]. В тоже время интегральные величины – коэффициенты теплоотдачи и восстановления температуры получены как численно, так и экспериментально. В экспериментах получены поля коэффициентов теплоотдачи и восстановления температуры как в до-, так и в сверхзвуковой области сопла и канала методом нестационарного теплообмена на основании температурных полей, регистрируемых ИК камерой. Экспериментальные данные сопоставлены с численными значениями, определенными путем решения системы уравнений стационарного пограничного слоя в двухмерной постановке вплоть до скачка уплотнения. Обобщение результатов основывалось на сравнении со значениями коэффициентов трения и теплоотдачи равновесных пограничных слоев, полученных из решения Меллора и Гибсона [2] для динамического пограничного слоя и Co [3] для теплового.

1. ИССЛЕДУЕМАЯ ГЕОМЕТРИЯ

Исследуемая геометрия сверхзвукового щелевого канала, с входным сечением $38,6 \times 3,8 \text{ мм}^2$ и критическим сечением $12 \times 3,8 \text{ мм}^2$, протяженностью 0,3 м (рис. 1), состоит из сверхзвукового сопла, сверхзвуковой области с неблагоприятным градиентом давления и выходного диффузора. Канал изгото-

товлен из оргстекла – материала с низким коэффициентом теплопроводности. Способ обработки оргстекла – ЧПУ-фрезерование с последующей полировкой. Боковые (узкие) стенки канала профилированы, протяженность дозвуковой части – 0,1 м, сверхзвуковой части – 0,16 м. Сверхзвуковой диффузор с углом раскрытия 8 градусов располагался на расстоянии 0,26-0,3 м от входа.

Профиль сопла взят из атласа плоских сопел [4,5] с расчетным изоэнтропическим числом Маха на выходе $M=2,0$. Такое сопло имеет значительно меньшее (и более равномерное) ускорение потока по сравнению с классическими соплами с дозвуковой частью с профилем Витошинского [6], и сверхзвуковой частью, полученной с помощью метода характеристик. Это приводит к более равномерному полю скорости на выходе.

Исследовались режимы, на которых максимальные величины параметра ускорения потока $K=v/U^2 \cdot (dU/dx)$ достигали $1,3 \cdot 10^{-7}$ - $2,75 \cdot 10^{-6}$. Изменение K обеспечивалось за счет варьирования полного давления в форкамере p_0 при неизменном противодавлении на выходе из канала. Изменение давления p_0 приводило к изменению плотности потока ρ , единичного числа Рейнольдса $Re_1=\rho \cdot U/\mu$ и протяженности сверхзвуковой области течения до возникновения скачка уплотнения. Величина давления в форкамере менялась в диапазоне $p_0=1,42 \dots 3,01$ атм.

На выходе из сопловой части канала располагалась область течения с неблагоприятным продольным градиентом давления. Изменение величины градиента давления достигалось за счет изменения угла раскрытия сверхзвуковой части и осуществлялось за счет смены всего канала. Геометрия сверхзвукового сопла (и, соответственно, параметры потока до начала участка с градиентом давления) при этом сохранялась.

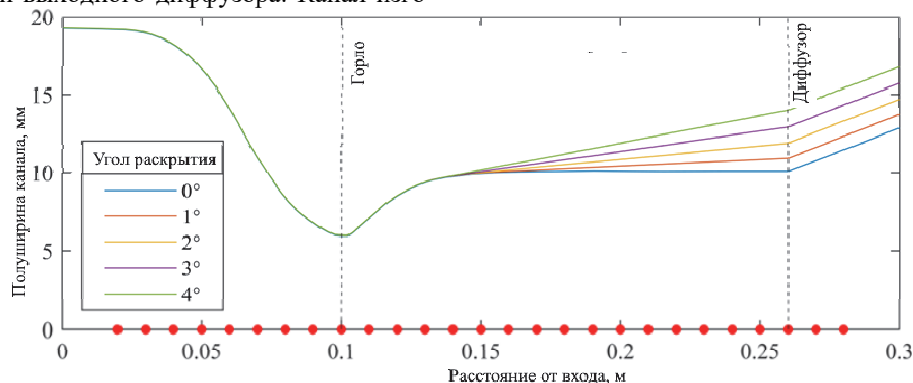


Рис. 1. Исследуемые геометрии сопла и сверхзвуковых каналов

Боковые стенки сверхзвуковой части канала выполнены линейными. Угол раскрытия менялся в диапазоне 0–4° (рис. 1). Переход боковых стенок от сопла к сверхзвуковому каналу выполнен по касательной. Канал с углом раскрытия 0° соответствовал максимально достижимому в данной конфигурации неблагоприятному градиенту давления. Безградиентное течение реализовано в канале с углом раскрытия 3°. В качестве параметра, характеризующего градиент давления использовался введенный Клаузером, параметр градиента давления $\beta_K = (\delta^*_K / \tau_w) \cdot (dp/dx)$ [7,8], рассчитанный с использованием кинематической толщины вытеснения без учета изменения плотности по высоте пограничного слоя. Величина параметра градиента давления β_K в экспериментах менялась в диапазоне -0.05...0.5.

2. ПРОВЕДЕНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТА

Экспериментальные исследования проводились в два этапа. На первом этапе устанавливалась дреннированная верхняя стенка и исследовалось распределение статического давления по длине при различных давлениях в форкамере. Измерения проводились на непогретаемой стенке.

На втором этапе устанавливалась стенка с ИК-окном и проводились исследования коэффициентов теплоотдачи и восстановления температуры методом нестационарного теплообмена для тех же давлений, что и на первом этапе.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Результаты численных расчетов и проведенных экспериментов совпадают, при этом расчетные параметры в ядре потока практически не зависят от выбранной модели турбулентности.

Величина коэффициента восстановления температуры в экспериментах падала от $r \approx 0.95$ до $r \approx 0.89$ с ростом продольной координаты. Величина коэффициента восстановления вплоть до скачка уплотнения, практически не зависела ни от величины продольного градиента давления, ни от единичного числа Рейнольдса.

При этом даже при наименьших параметрах ускорения потока, реализованных в эксперименте, наблюдалось влияние продольного градиента давления на величину коэффициента теплоотдачи. Снижение коэффициента теплоотдачи St ниже турбулентных значений фиксировалось даже в режиме, соответствующем максимальной величине параметра ускорения потока $K=1.3 \cdot 10^{-6}$.

В условиях благоприятного градиента давления отмечалось снижение величины коэффициента теплоотдачи в сравнении с коэффициентом теплоотдачи, соответствующим безградиентному турбулентному пограничному слою. Величина относительно коэффициента теплоотдачи снижалась до 0.50 для течения, соответствующего максимальным значениям параметра ускорения потока и минимальным единичным числам Рейнольдса.

Наложение неблагоприятного градиента давления приводит к снижению коэффициента трения c_f и

незначительному снижению коэффициента теплоотдачи St , практически не влияет на коэффициент восстановления температуры r . В свою очередь, такое изменение St и c_f приводит к незначительному увеличению фактора аналогии Рейнольдса $s=2 \cdot St/c_f$.

В отличие от других реализованных течений сжимаемого газа с положительным градиентом давления, на параметры пограничных слоев в канале существенно влияет предыстория потока, так как пограничный слой подвержен ускорению в сверхзвуковом сопле. Подобные пограничные слои далеки от равновесных, и с увеличением β_K не происходит их приближения к соответствующему равновесному состоянию.

Фактор аналогии Рейнольдса s при наложении положительного градиента давления растет. Однако величина s в таких течениях существенно ниже равновесных значений и по мере развития пограничного слоя восстанавливается до них.

Исследование выполнено по государственному заданию МГУ № гос. рег.: АААА-А19-119012990115-5

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Escudier M.P., Abdel-Hameed A., Johnson M.W., Sutcliffe C.J. Laminarisation and re-transition of a turbulent boundary layer subjected to favourable pressure gradient // *Exp. Fluids*. 1998. Vol. 25, № 5–6. P. 491–502.
2. Mellor G.L., Gibson D.M. Equilibrium turbulent boundary layers // *J. Fluid Mech.* 1966. Vol. 24, № 2. P. 225–253.
3. So R.M.C. Pressure gradient effects on Reynolds analogy for constant property equilibrium turbulent boundary layers // *Int. J. Heat Mass Transf.* 1994. Vol. 37, № 1. P. 27–41.
4. Овсянников А.М., Пирумов У.Г., Плетнева Е.М., Росляков Г.С. Атлас плоских сопел. Москва: Изд-во Моск. ун-та, 1976. 108 p.
5. Kiselev N.A., Malastowski N.S., Vinogradov Y.A., Zditovets A.G. Experimental and numerical study of heat transfer under laminarization condition in a small size supersonic nozzle // *Int. J. Therm. Sci.* 2023. Vol. 187. P. 108182.
6. Zucrow M.J., Hoffman J.D. Gas dynamics. Volume 2 - Multidimensional flow. New York: John Wiley and Sons, Inc., 1977. 488 p.
7. Clauser F.H. Turbulent Boundary Layers in Adverse Pressure Gradients // *J. Aeronaut. Sci.* 1954. Vol. 21, № 2. P. 91–108.
8. Clauser F.H. The Turbulent Boundary Layer // *Adv. Appl. Mech.* 1956. Vol. 4, № C. P. 1–51.

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛООБМЕНА В СВЕРХЗВУКОВОМ ЩЕЛЕВОМ КАНАЛЕ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ИК-СЪЕМКИ

ВВЕДЕНИЕ

Подобие развития динамического и теплового пограничных слоев является важным фактором при описании турбулентных газовых потоков. Связь потери давления на трении и передаваемого в стенку теплового потока позволяет косвенно оценивать параметры в потоках, для которых проведение зондовых исследований представляет существенную сложность, а численное решение сопряженной задачи теплообмена ограничено встроенными в программный код математическими моделями [1].

Определение интенсивности теплообмена выраженной в величине числа Стантона или коэффициента теплоотдачи приводит к необходимости использования дополнительных методов, позволяющих установить ее связь непосредственно с измеренной в эксперименте температурой стенки.

В основу методов, используемых при тепловом проектировании и экспериментальной обработке тепловых режимов технических объектов положены решения обратных задач теплообмена (ОЗТ) [2].

Однако и в задачах исследования сверхзвуковых градиентных течений подобный подход позволяет получать важную информацию, в том числе о коэффициентах восстановления температуры, трения и теплоотдачи [3], а также структуре течения в условиях, когда визуальные наблюдения затруднены [4].

В настоящее время широкое распространение в решении задач теплообмена получило использование тепловизионной съемки, когда в условиях фиксации температуры внешней поверхности стенки канала, задача может рассматриваться как обратная [4], при этом если существует возможность оптического доступа непосредственно к поверхности теплообмена указанную ОЗТ принято называть «псевдообратной» [2].

В данной работе выполнена обработка результатов измерений температуры стенки щелевого сверхзвукового канала с использованием ИК-камеры INFRAТес 8800. Получено распределение тепловых потоков, определены значения коэффициента теплоотдачи и адиабатической температуры стенки для установившегося режима течения.

1. ПРОВЕДЕНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТА

Экспериментальные исследования проводились в сверхзвуковом щелевом канале с критическим сечением $H_{кр} \times B_{кр} = 3.8 \times 12$ мм. Геометрия проточной части взята из атласа плоских сопел [5]. Протяжен-

ность дозвуковой части 0.1 м, сверхзвуковой части 0.16 м. Для расчетов выбран режим, соответствующий полному давлению в форкамере $p_0 = 2.05$ атм, которого достаточно для запираания сопла и поддержания протяженной области сверхзвукового течения. Канал изготовлен из оргстекла ($\lambda = 0.19$ Вт/м/К, $\rho = 1150$ кг/м³, $c_p = 1270$ Дж/кг/К) ЧПУ-фрезерованием.

2. ОБРАБОТКА ДАННЫХ

Низкая теплопроводность материала стенки канала позволила рассматривать задачу теплообмена в одномерной постановке пренебрегая влияния поверхностных градиентов температур на тепловое поле.

Проведено сравнение решения прямой задачи с заданными граничными условиями 1 рода:

$$C_p \cdot \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \cdot \overline{\text{grad}(T)}), \quad (1)$$

$$T(z=0, t \geq 0) = T_s; \quad T(z=0.006, t \geq 0) = T_{cl},$$

где T_s - температура поверхности канала, регистрируемая камерой, T_{cl} - температура ответной охлаждаемой поверхности канала, определяемая показаниями термопар, z - нормальная стенке координата.

И путем решения ОЗТ переформулированной в задачу параметрической оптимизации [2] относительного вектора тепловых потоков на выбранном временном интервале:

$$J(q) \approx \sum_{n=1}^m [\tilde{T}(q_n, t_n) - T_{\text{exp}}(q_n, t_n)]^2 \Delta \tau \quad (2)$$

где T_{exp} - экспериментальные значения температуры поверхности, $\Delta \tau$ - шаг по времени, соответствующий частоте съемки 20 Гц, $\tilde{T}(q_n, t_n)$ - температура соответствующая полученным значениям тепловых потоков (с граничными условиями II рода - $q(z=0, t \geq 0) = q_n$), m - текущий шаг по времени.

Минимизации целевой функции $J(q)$ строятся в соответствии с методом сопряженных градиентов.

В качестве метода решения для (1) использовался метод конечных разностей. Высота первого элемента у теплоотдающей поверхности сопоставима с глубиной проникновения тепловой волны $\Delta z_1 \sim \sqrt{a \Delta t} \approx 0.065$ мм и далее нарастала по экспоненциальному закону.

Для прямой задачи теплопроводности результирующие тепловые потоки в стенку канала определялись в соответствии с зависимостью [6]:

$$q_w = \frac{\Delta z_1}{2} C_p \rho \frac{T^{t+1} - T^t}{\Delta t} - \lambda \frac{T_s - T_1}{\Delta z_1},$$

где T_1 - температура в первом внутреннем узле стенки.

Сравнения результатов расчета тепловых потоков по времени для центральной точки критического сечения исследуемого канала представлено на рис. 1.

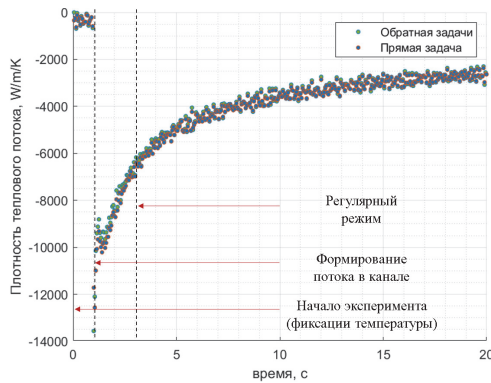


Рис. 1. Изменение теплового потока во времени для отдельной точки поверхности стенки

Различие в используемых подходах заметно для момента «запуска» щелевого канала, в дальнейшем результаты отличаются незначительно – рисунок 2.

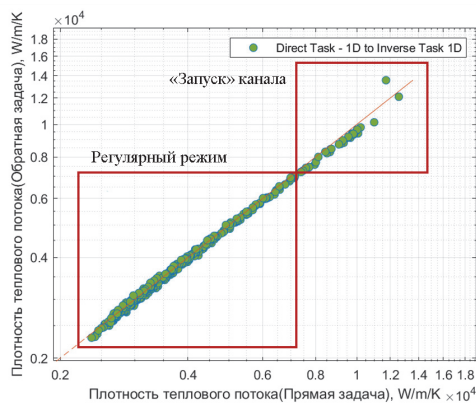


Рис. 2. Тепловые потоки для двух вариантов расчета

В условиях нестационарного теплообмена для регулярного режима течения газа коэффициент теплоотдачи (рисунок 3) определялся как отношение теплового потока q к разнице температур ($T_{aw} - T_w$), где температура T_{aw} (рисунок 4) соответствовала линейной экстраполяции полученной зависимости $q(T_w)$ до точки $q(T_{aw})=0$. Более подробно метод изложен в [3].

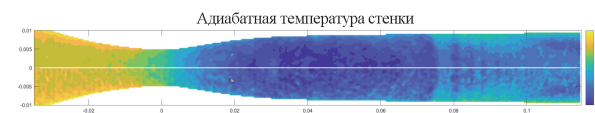


Рис. 3. Адиабатная температура стенки канала, °C

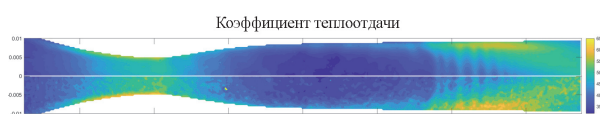


Рис. 4. Коэффициент теплоотдачи для регулярного режима течения, Вт/м²/К

Следует отметить, что результаты расчетов в рамках прямой задачи теплообмена менее «зашумлены» относительно ОЗТ, что является следствием того, что из сходимости по функционалу не следует сходимости приближенных решений к истинному [2].

Оценка результатов моделирования выполнена на основании сравнения полученных значений температур поверхности при задании восстановленных тепловых потоков и данных эксперимента в трехмерной постановке (методом конечных-элементов). Полученные значения не превосходят величины погрешности измерений $T_{U95} < 0.6$ К, начиная с участка разгона потока (~ 0.05 мм вверх потоку от критического сечения).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе восстановлены тепловые потоки от стенки сверхзвукового канала по температурам, полученным с применением ИК-камеры.

Выполнено сравнение результатов восстановления тепловых потоков для «псевдообратной» задачи теплопроводности прямым и итерационным методами.

Показано, что пространственного и временного разрешения используемой камеры достаточно для использования прямых методов восстановления тепловых потоков. При этом для задачи поиска минимума функционала наблюдается незначительная расходимость приближенного решения с измененными значениями температур поверхности.

В обоих случаях погрешности полученных значений не превосходят величины погрешности измерений.

Исследование выполнено по государственному заданию МГУ № гос. рег.: АААА-А19-119012990115-5

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Киселёв Н.А., Маластовский Н.С., Здитовец А.Г., и др. Экспериментальное исследование теплообмена при течении сжимаемого газа с отрицательным градиентом давления // ТВТ. 2023. Т. 61. №4. С. 578-587.
2. Алифанов О.М. Обратные задачи теплообмена. М. 1988, 280 с.
3. Kiselev N.A., Malastowski N.S., Zditovets A.G., et al., Reynolds analogy violation for a compressible turbulent boundary layer with pressure gradient in a small-size supersonic slot channel, Int. J. Therm. Sci., V. 200, 2024, 108973.
4. Znamenskaya I.A., Koroteeva E.Y., Muratov M.I., et al. Registration of Nonstationary Heat Flux Dynamics in Shock Tunnels Using High-Speed Thermography. Moscow Univ. Phys. V. 77, 2022. P. 914-921.
5. Ovsannikov A.M., Pirumov U.G., Pletneva E.M., et al., Atlas ploskih sopel, Moscow University Press, Moscow, 1976.
6. Patankar S. V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Taylor & Francis, 1980.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СТЕПЕНИ НАЧАЛЬНОЙ ЗАКРУТКИ ПОТОКА НА ПАРАМЕТРЫ СПОРТАННОЙ КОНДЕНСАЦИИ ВЛАЖНОГО ВОЗДУХА В СВЕРХЗВУКОВОМ СОПЛЕ

ВВЕДЕНИЕ

Поиск и исследование новых методов улавливания и утилизации вредных примесей является актуальной научно-исследовательской задачей. Один из таких методов – спонтанная объемная конденсация вредных веществ из сверхзвуковых потоков, реализуемая в сверхзвуковых сепараторах [1]. В этих устройствах газовая смесь при истечении через сверхзвуковое сопло расширяется и охлаждается, что способствует последовательному переходу компонентов смеси из газообразного в конденсированное состояние. Далее образовавшиеся капли/кристаллы удаляются под действием центробежных сил.

Преимуществом сверхзвуковой сепарации, по сравнению с иными криогенными способами, являются сравнительно меньшие энергозатраты, при большем уровне охлаждения, а также отсутствие подвижных частей в основном устройстве. Однако, есть и серьезные вызовы, требующие решения. Например, для эффективного удаления из потока капли конденсата должны достигнуть достаточно крупных размеров (не менее 1 мкм). Также следует отметить, что образование даже очень малого (1–3 %) количества капель приводит к значительным изменениям параметров потока. Например, за счет выделения скрытой теплоты при конденсации заметно возрастает давление и температура, снижается скорость сверхзвукового потока.

В пограничном слое высокоскоростного потока за счет большого роста температуры, вызванного диссипацией кинетической энергии, процесс конденсации не может распространиться на всю его глубину, что приводит к существованию свободной от капель области вблизи стенки [2]. Мелкие капли, образовавшиеся вне этой области, могут проникать в нее под действием турбулентной диффузии и, испаряясь, существенно снижать температуру пристенных слоев газа. Таким образом, даже небольшое количество испарившихся капель за счет большой величины скрытой теплоты может привести к значительному эффекту охлаждения – в пределе температура стенки может снизиться до статической температуры основного потока. Однако, как показано в [3], эффект охлаждения пристенных слоев в течениях с конденсацией существенно зависит от размеров капель, начального влагосодержания и относительной влажности и в случае течения влажного воздуха без начальной закрутки не достигает желаемых значений. Одна из причин отсутствия механизмов доставки капель в пограничный

слой. Одним из способов интенсификации процесса проникновения капель является закрутка потока. По охлаждению стенки сопла можно судить о количестве влаги, поступающей из основного потока в пристенную область. В настоящей работе представлены результаты экспериментального исследования влияния начальной закрутки потока на процесс спонтанной конденсации и температуру адиабатной стенки.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА

Исследования проводились на экспериментальном стенде НИИ механики МГУ. Основными компонентами стенда являются: система генерации водяного пара, система подачи сжатого воздуха, осесимметричное сверхзвуковое сопло и система измерения. Сухой сжатый воздух поступал на стенд из газгольдеров высокого давления. Водяной пар вырабатывался из «смягченной» водопроводной воды в системе парогенератор-пароперегреватель. Изменением соотношения между расходом сухого воздуха и водяного пара, обеспечивалось необходимое значение начальной относительной влажности RH_0 для заданного начального давления и температуры смеси P_0^* и T_0^* , соответственно.

На рис.1 приведена схема рабочего канала экспериментального стенда. Осесимметричное сопло круглого поперечного сечения было изготовлено из ABS пластика (коэффициент теплопроводности ≈ 0.2 Вт/мК) методом 3d печати. Внутренний профиль сопла образован из разгонного цилиндрического участка диаметром 7 мм и длиной 35 мм, плавно переходящего в конический участок (конусность 1:50) длиной 150 мм с выходным диаметром 10 мм. Расчетное число Маха на выходе из сопла при изоэнтропическом расширении сухого воздуха – 2.0. Соединение форкамеры с соплом состоит из цилиндрического участка диаметром 14 мм и длиной 35 мм.

Положение скачка конденсации определялось по отклонению распределения статического давления от значений, полученных на сухом воздухе. Для этого на стенке сопла в продольном направлении располагались 28 приемников статического давления. Также измерялась температура стенки сопла тепловизором InfraTEC IR8800. В области измерения толщина стенки сопла была постоянна и составляла 1.2 мм. Из-за малой толщины стенки температура внешней поверхности сопла близка к адиабатной температуре стенки (температуре внутренней поверхности сопла, выполненного из теплоизолятора).

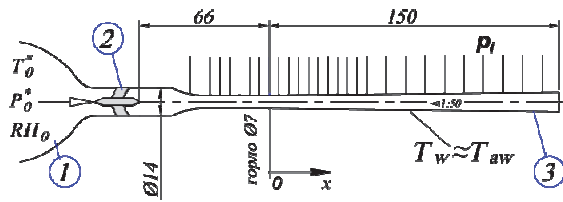


Рис. 1. Схема рабочего участка экспериментального стенда: 1 – форкамера; 2 – закручивающее устройство; линия – осесимметричное сверхзвуковое сопло.

На первом этапе измерения проводились в канале без закручивающего устройства. Начальная относительная влажность потока изменялась от $RH_0 \leq 5\%$ (сухой воздух из газгольдеров) до $RH_0 \approx 90\%$ с шагом 5%. Давление и температура потока на входе в канал поддерживались постоянными $P_0^* = 300 \text{ кПа}$, $T_0^* = 46^\circ\text{C}$. Для каждого значения RH_0 достигалось стационарное тепловое состояние, наступление которого определялось по показаниям термопар и тепловизора. После этого регистрировались все измеряемые величины. На втором этапе устанавливалось закручивающее устройство, и серия опытов повторялась.

В экспериментах использовались лопаточные закручивающие устройства с различной степенью закрутки $S = 0.5; 1.0; 2.5$. Лопатки профилировались таким образом, чтобы обеспечивать закон закрутки – «твердое тело» – окружная скорость пропорциональна радиусу. В этом случае степень закрутки потока связана с углом установки лопатки φ следующим соотношением [4]:

$$S = \frac{2}{3} \cdot \left(\frac{1 - (d_h/d)^2}{1 - (d_h/d)^2} \right) \cdot \tan \varphi$$

где $d_h = 7 \text{ мм}$ – диаметр втулки и $d = 14 \text{ мм}$ – выходной диаметр лопаточного устройства.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

На рис.2 представлено распределение температуры стенки для течений в сверхзвуковом сопле без и с закручивающим устройством ($S=2.5$), параметр – относительная начальная влажность. Видно, что в случае сухого воздуха закрутка практически не оказывает влияния на распределение температуры стенки, которая снижается по длине сопла вследствие разгона потока до сверхзвуковой скорости. Однако с ростом начальной влажности ее влияние на поведение температуры стенки изменяется. В канале без закрутки (рис. 2 а) кривые T_w проходят через локальный максимум в области скачка конденсации и далее снижаются тем круче, чем выше значение RH_0 . При наличии закрутки температура стенки начинает снижаться относительно значений, полученных на сухом воздухе, непосредственно в области скачка конденсации, и продолжает снижение вниз по потоку до более низких значений, чем для случая без закрутки.

Такое поведение кривых T_w свидетельствует, во-первых, об интенсификации процесса проникновения капель в пограничный слой, и, во-вторых, о том, что влаги, поступающей в пограничный слой недостаточно для образования пленки конденсата.

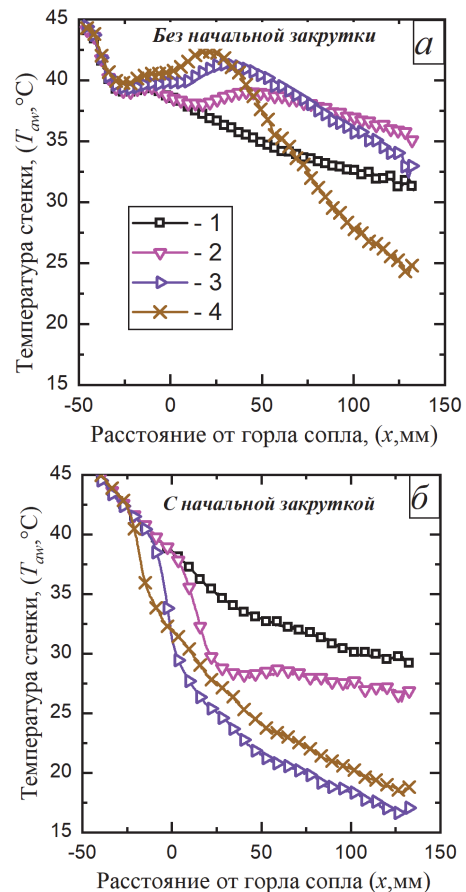


Рис. 2. Распределение температуры стенки по длине сверхзвукового сопла для различных значений начальной относительной влажности RH_0 при течении без начальной закрутки (а) и с начальной закруткой $S = 2.5$ (б): 1 – сухой воздух $RH_0 \approx 5\%$; 2 – $RH_0 = 40\%$; 3 – 60% ; 4 – 90% ..

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе измерены распределения статического давления и адиабатной температуры стенки в сверхзвуковом сопле при течении влажного воздуха при отсутствии/наличии закручивающего устройства в диапазоне изменения начальной относительной влажности 0-90%. Показано, что степень закрутки существенно влияет на исследуемые параметры.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Wen C. et al. Swirling Effects on the Performance of Supersonic Separators for Natural Gas Separation // Chem. Eng. Technol. 2011. Vol. 34, № 9. P. 1575–1580.
2. White A. Numerical investigation of condensing steam flow in boundary layers // Int. J. Heat Fluid Flow. 2000. Vol. 21, № 6. P. 727–734.
3. Zditovets A.G. et al. Adiabatic wall temperature in the supersonic flow of moist air with spontaneous condensation // Exp. Therm. Fluid Sci. Elsevier Inc., 2024. Vol. 150, № September 2023. P. 111057.
4. Закрученные потоки / Гупта А., Лилли Д., Сайред Н. М: Мир, 1987. 588 p.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВИХРЕВЫХ ТЕЧЕНИЙ, ФОРМИРУЕМЫХ ПРИ ИМПУЛЬСНОЙ ПОДАЧЕ ТУРБУЛЕНТНОЙ ПЛАВУЧЕЙ СТРУИ

ВВЕДЕНИЕ

Вихревые структуры, формируемые при импульсной подаче струи, характеризуются безразмерным параметром $P = (L_0/d)^{1/3}$ [1], где $L_0 = V_0 T_0$ – протяженность «воздушного поршня» при выдуве, а значения T_0 , V_0 – время выдува струи и средняя за это время скорость подачи среды через отверстие диаметром d . Согласно [1], вихревые облака образуются при $1,6 < P < 8$, при меньших значениях наблюдается образование вихревых колец, при больших – нестационарных струй.

Исследованию формирования и движения турбулентных вихревых облаков в изотермических условиях посвящена работа [2]. В частности, показано, что течение при импульсной подаче струи можно разделить на две фазы: (1) начальную фазу, включающую промежуток подачи струи и формирование вихревого облака, и (2) фазу автомодельности, на которой вихревое облако сформировалось и безразмерные поля скорости совпадают в разные промежутки времени.

Основное внимание в [1, 2] уделяется исследованию движения вихревых структур вдали от источника распространения струи (фаза автомодельности). Показано, что в изотермических условиях изменение положения вихревого облака во времени осуществляется по степенной зависимости: $A t^B$, где $B = 0,25$. Изменение скорости вихревого облака во времени также осуществляется по степенной зависимости, при этом показатель степени равен $B = -0,75$.

В докладе представляются данные неизотермических расчетов, в которых в неподвижное пространство импульсно подается одиночная плавучая струя. Проводится исследование, направленное на оценку влияния на структуру формируемого вихревого течения направления подачи струи относительно гравитационной силы. Кроме того, изучается влияние на течение задаваемого перепада температуры между окружающей средой и импульсной струей.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

1.1. Геометрия расчетной области

Расчеты проведены в 3D постановке. На рис. 1 показана геометрия расчетной области. Воздух поступает в неподвижное пространство через входное отверстие круглой формы диаметром $d = 5$ см. Длина расчетной области составила 6 м ($120d$), ширина – 1,2 м ($24d$), а высота – 4,8 м ($96d$), причем расстояние ниже входного отверстия составило 1,175 м ($23,5d$), а выше него – 3,575 м ($71,5d$).

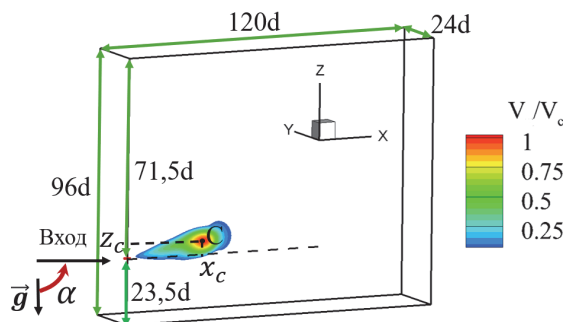


Рис. 1. Геометрия расчетной области; показано поле скорости в момент времени $t = 1$ с ($tV_0/d = 85,6$) при $\alpha = 90^\circ$.

1.2. Граничные условия и параметры сред

Задавались постоянные физические свойства воздуха: динамический коэффициент вязкости $\mu = 1,8 \cdot 10^{-5}$ кг/м·с, коэффициент теплопроводности $k = 0,0242$ Вт/м·К, удельная теплоемкость $C_p = 1006$ Дж/кг·К.

На входной границе задавалось постоянное значение скорости $V_0 = 4,28$ м/с до момента времени $T_0 = 0,57$ с, при $t > T_0$ значение скорости на этой границе задавалось равным 0. На границе $x = 0$, на которой расположено входное отверстие, задано условие прилипания. Задача решалась в упрощенной постановке, когда на границе $y = 0$ задано условие симметрии. Остальные границы расчетной области – открытые (проницаемые) границы.

В момент подачи струи температура воздуха на входе T_{in} задавалась постоянной и равной 30°C , 40°C и 60°C . После окончания истечения струи, при $t > T_0$, температура задавалась равной 20°C . На остальных границах расчетной области задана температура равная $T_a = 20^\circ\text{C}$.

Варьировался угол α (рис. 1) между направлением подачи импульсной струи и гравитационной силы в диапазоне значений от 0° до 180° .

Рассматриваемое течение характеризуется числом Рейнольдса $Re = V_0 d / \nu \approx 1,5 \cdot 10^4$, параметром $P = 3,65$ (что соответствует формированию вихревого облака) и числом Грасгофа, определенным в моменты подачи струи по диаметру приточного отверстия, $Gr = g \beta d^3 \Delta T / \nu^2 \approx 3,9 \cdot 10^5$, здесь $\Delta T = T_{in} - T_a$. Отметим, что значение числа Ричардсона $Ri = Gr / Re^2$, в начальные моменты времени принимало значения близкие к нулевым, однако вдали от источника, по мере уменьшения скорости вихревого облака, значения Ri составляли порядка единицы.

1.3. Математическая модель и вычислительные аспекты

В расчетах использовалась структурированная расчетная сетка, построенная в программном пакете ICSEM CFD 19.3. Число ячеек составило 537 тыс.

Моделирование течения осуществлялось с помощью URANS подхода, для замыкания системы уравнений Рейнольдса использовалась стандартная k - ϵ модель турбулентности. Эффекты плавучести учитывались в приближении Буссинеска.

Расчеты проводились в пакете ANSYS Fluent с привлечением ресурсов суперкомпьютерного центра «Политехнический» (www.scc.spbstu.ru). Шаг по времени составил 0,001 с. Уравнения аппроксимировались со вторым порядком пространственной и временной дискретизации.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Показано, что после окончания подачи струи наблюдается формирование вихревого облака и его последующее распространение (рис. 1). Вдали от приточного отверстия вихревое облако существенно расширяется в пространстве, а его скорость уменьшается.

Для вариантов с различными значениями угла α на рис. 2 представлены поля скорости при $\Delta T = 20^\circ\text{C}$ в момент времени, соответствующий $V_c \approx 0,035V_0$, то есть, когда вихревое облако практически перестало двигаться. Величина V_c – максимальная скорость вихревого облака. В таблице 1 представлены значения времени, при которых облако практически перестало двигаться.

Таблица 1. Характеристики вихревого облака, при $V_c \approx 0,035V_0$.

α	0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°
t, c	4	4	6	10	16	21	24
tV_0/d	342,4	342,4	513,6	856	1369,6	1797,6	2054,4
x_c/d	25	26	30	36	46	58	64

Видно, что при $\alpha = 0^\circ$ и $\alpha = 180^\circ$ вихревое облако движется вдоль оси распространения импульсной струи, для остальных значений α вихревое облако под действием сил плавучести отклоняется от оси.

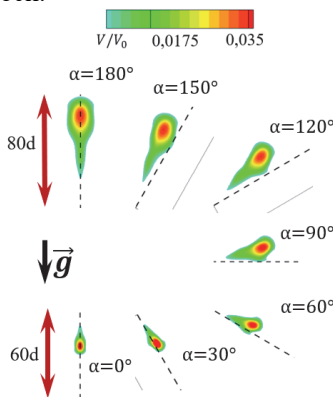


Рис. 2. Поля скорости в момент времени, соответствующий $V \approx 0,035V_0$.

На рис. 3 представлено изменение положения вихревого облака вдоль оси распространения струи во времени (величина x_c , рис. 1). С увеличением α существенно возрастает дальность распространения сформировавшегося вихревого облака. В таблице 1 для различных углов α представлены значения x_c в моменты времени, когда вихревое облако практически перестало двигаться.

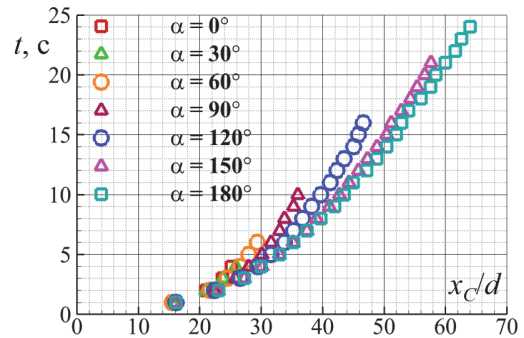


Рис. 3. Изменение положения максимума скорости от времени, при $\Delta T = 20^\circ\text{C}$.

Показано, что, как и в случае изотермического течения, изменение положения вихревого облака во времени осуществляется по степенной зависимости. В таблице 2 представлены соответствующие коэффициенты A и показатели B степенных зависимостей $x_c = At^B$, полученные по результатам расчетов при различных углах α .

Таблица 2. Коэффициенты и показатели степенных зависимостей.

α	0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°
A	5,39	5,7	6,32	6,37	4,03	2,78	2,34
B	0,27	0,26	0,25	0,256	0,34	0,4	0,43

Получены корреляционные зависимости, описывающие изменение во времени максимальной скорости вихревого облака. Кроме того, получены данные о влиянии на значения A и B задаваемого в расчетах перепада температуры ΔT .

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведено исследование влияния на структуру вихревого облака направления подачи импульсной плавучей струи относительно направления гравитационной силы. Показано, что при изменении угла подачи струи относительно гравитационной силы, можно изменить время движения сформировавшегося вихревого облака и дальность его распространения. Получены корреляционные зависимости, описывающие изменение характеристик вихревого облака во времени.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ghaem-Maghami E., Johari H. Concentration field measurements within isolated turbulent puffs // ASME. J. Fluids Eng. 2007. V. 129. P. 194–199.
2. Засимова М.А., Рис В.В., Иванов Н.Г. Численное моделирование формирования и движения турбулентных вихревых облаков // Изв. РАН. МЖГ. 2023. № 5. с. 57–69

ОЦЕНКА ХАРАКТЕРИСТИКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ВДУВА ГАЗА В ПОГРАНИЧНЫЙ СЛОЙ ДЛЯ БЛОКИРОВКИ ТЕПЛОВОГО ПОТОКА

ВВЕДЕНИЕ

Спускаемый аппарат при движении в плотных слоях атмосферы испытывает сильные тепловые нагрузки на элементы конструкции. Плотность теплового потока может достигать значений 10^5 кВт/м². В связи с этим, существуют различные подходы для того, чтобы обеспечить тепловой режим спускаемого аппарата. Одним из таких подходов будет являться тепловая защита, выполненная из материала с проницаемой структурой, через которую в пограничный слой фильтруется газ-охладитель. Таким образом, толщина пограничного слоя увеличивается, из-за чего происходит блокировка части поступающего теплового потока.

Тепловая защита с пористым охлаждением весьма эффективна и обеспечивает хорошую теплоизоляцию за счет того, что часть теплового потока газодинамически блокируется, а часть тепла воспринимается за счет теплоемкости охладителя.

При проектировании систем на основе пористой тепловой защиты необходимо оценить количественные характеристики эффективности процесса вдува газа в пограничный слой.

В работе проведен анализ систем на основе вдува газа в пограничный слой через проницаемую стенку, а также выбрана математическая модель, описывающая этот процесс. Разработан алгоритм расчета по экспериментальным данным теплового эффекта от вдува газа-охладителя, разработан прототип датчика, интегрируемого в тепловую защиту, и представлен проект экспериментальной установки для верификации предложенной методики.

1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

Расчет теплового взаимодействия с окружающей средой основан на решении задачи тепломассообмена между газом и твердым телом с привлечением уравнения нестационарного тепломассопереноса внутри системы.

Для задачи рассматривается одномерный процесс теплообмена в тепловой защите толщиной L в интервале времени $\tau \in (0, \tau_m]$. Математическая модель анализируемого процесса имеет следующий вид краевой задачи:

$$c(T(x, \tau)) \frac{dT(x, \tau)}{d\tau} = \frac{d}{dx} \left(\lambda(T(x, \tau)) \frac{dT(x, \tau)}{dx} \right) + Q(T) \frac{dT(x, \tau)}{dx} \quad (1)$$

где $Q(T) = c_g G_g$; c_g – теплоемкость газа. G_g – массовый расход газообразных продуктов.

Массовый расход газа через проницаемую стенку равен:

$$G_g = P \rho_g v_g \quad (2)$$

где ρ_g – плотность газа; v_g – скорость газообразных продуктов, P – пористость.

Скорость газа при этом определяется из уравнения линейного закона фильтрации Дарси:

$$\frac{dp}{dx} = - \frac{\mu}{k} v_g \quad (3)$$

где μ – коэффициент динамической вязкости газа; k – коэффициент проницаемости пористой структуры.

На границах стенки тепловой защиты задаются граничные условия второго рода. Внутренняя часть стенки изолирована. На поверхности теплозащиты со стороны теплового потока граничное условие имеет следующий вид:

$$- \lambda(T(0, \tau)) \frac{dT(0, \tau)}{dx} = q_w \quad (4)$$

Тепловой поток, идущий на прогрев материала, определяется из уравнения теплового баланса на границе [1,2]:

$$q_w = q_k - \gamma G_w q_k \quad (5)$$

где q_k – конвективный тепловой поток; Неизвестной характеристикой γ является величина, определяющая параметр эффекта вдува. G_w – это безразмерный параметр секундного массового расхода газа-охладителя, вычисляемый по формуле:

$$G_w = \frac{\dot{m}}{\left(\frac{\alpha}{C_p} \right)} \quad (6)$$

2. АЛГОРИТМ РЕШЕНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ

Разработанный метод основан на решении обратной задачи для системы уравнений тепло- и массопереноса в пористой структуре.

Обратная задача теплопроводности относится к классу некорректных задач. Решение такой системы происходит с применением численных методов. Одним из наиболее эффективных методов решения является метод итерационной регуляризации [3,4].

В точках установки термодатчиков известны экспериментально полученные зависимости температуры от времени

$$T^{эксн}(X_m, \tau) = f_m^{эксн}(\tau), m = \overline{1, M} \quad (7)$$

Где M – количество термодатчиков, на основании показаний которых проводится построение вычислительного алгоритма. Важнейшая и необходимая часть решения обратных задач теплообмена итерационным алгоритмом заключается в вычислении градиента функционала невязки измеренных термосенсорами значений температур и значений, полученных расчетным путем в точках установки термодатчиков:

$$J = \sum_{m=1}^M \frac{1}{2} \int_0^{\tau_m} (T(X_m, \tau) - f_m^{эксн}(\tau))^2 d\tau \quad (8)$$

Задача параметрической идентификации математической модели сводится к задаче минимизации функционала (8) с учетом ограничений и принципа итерационной регуляризации. Поиск неизвестной характеристики производится с использованием методов минимизации первого порядка – метода сопряженных градиентов и метода скорейшего спуска.

$$\gamma^{s+1} = \gamma^s - \beta_s G(J_\gamma^{(s)}), s = 0, 1, \dots, s^* \quad (9)$$

$$\beta_s = \underset{\beta > 0}{\text{Argmin}} J(\gamma^s - \beta G(J_\gamma^{(s)}))$$

где $G(J_\gamma^{(s)})$ – оператор, определяющий используемый метод минимизации; $J_\gamma^{(s)}$ – градиент функционала невязки (8); β_s – параметр спуска; s – номер итерации, а s^* – номер последней итерации, определяемый в соответствии с принципом обобщенной невязки.

В зависимости от режимов эксплуатации величина γ может быть задана как константа, так и как функция. На первом этапе исследования можно рассмотреть величину γ как функцию температуры. Тогда искомую характеристику необходимо представить в параметрическом виде:

$$\gamma(T) = \sum_{k=1}^K \gamma_k \varphi_k(T) \quad (10)$$

В этом случае формула (9) в качестве определяемой характеристики на каждой итерации будет содержать вектор неизвестных параметров $\bar{\gamma}^s = \{\gamma_1, \dots, \gamma_K\}$

3. ПОСТАНОВКА ЭКСПЕРИМЕНТА

Прямое определение величин, входящих в граничное условие на нагреваемой поверхности, с учетом вдува газа весьма затруднено. Однако имеется возможность отдельно получить необходимую информацию по тепловому нагружению без учета вдува газа, как было определено в работе [5].

Тепловой поток, учитывающий вдув газа, предполагается экспериментально измерить. Схема эксперимента приведена на рис. 1.

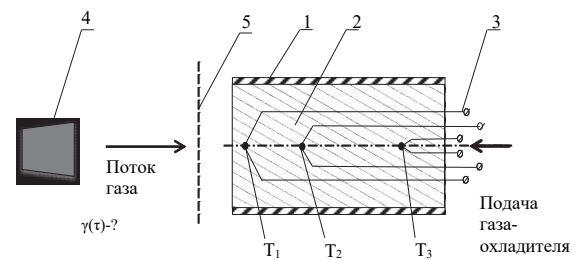


Рис. 1. Схема расположения термодатчиков T1, T2, T3. 1 – корпус датчика, 2 – пористый материал, 3 – выводы термодатчиков, 4 – источник газа, 5 – пограничный слой

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе был проведен анализ существующих математических моделей процесса фильтрации газа через проницаемую структуру материала тепловой защиты. Для поставленной задачи была выбрана математическая модель. Разработан алгоритм решения. В процессе работы была сформулирована постановка эксперимента для верификации методики.

Работа выполнена при финансовой поддержке гранта РФФИ №23-19-00764

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Полежаев Ю.В., Юревич Ф.Б. Тепловая защита, М.: Энергия, 1976. 392 с.
2. Никитин П.В. Тепловая защита. М: Изд-во МАИ, 2005.
3. Алифанов О.М., Артюхин Е.А., Румянцев С.В. Экстремальные методы решения некорректных задач и их приложения к обратным задачам теплообмена, М.: Наука, 1988. 288 с
4. Самарский А.А., Вабищевич П.Н. Численные методы решения обратных задач математической физики. М.: Издательство ЛКИ. 2009. 480 с.
5. Ревизников Д.Л., Неверова Д.А., Ненарокомов А.В., Моржухина А.В. Identification of the Gas Properties by Measurements of the Absorbed Heat Flux // J. Eng. Thermophys. 2022. V. 31, No. 2, P. 248–260.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТУРБУЛЕНТНОГО ТЕЧЕНИЯ И ТЕПЛООБМЕНА В КАНАЛЕ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ С ДВУСТОРОННИМ ВНУТРЕННИМ НАКЛОННЫМ И ШЕВРОННЫМ ОРЕБРЕНИЕМ

ВВЕДЕНИЕ

Проектирование газовых турбин постоянно ориентировано на повышение теплового КПД. Один из способов увеличения КПД – повышение температуры продуктов сгорания на входе в газовую турбину. В настоящее время эта температура может достигать 1500°C , в то время как допустимая температура для жаропрочных материалов лопаток первых ступеней турбины не превышает 1000°C [1]. Для решения проблем, связанных с возникновением высоких термических напряжений, необходимо совершенствование охлаждения лопаток. В современных лопатках создаются специальные внутренние каналы, на двух противоположных стенках которых периодически установлены рёбра для интенсификации теплоотдачи.

Предлагаемая работа посвящена численному моделированию развитого турбулентного течения и стабилизированного теплообмена на периодически повторяющемся участке канала прямоугольного сечения с двусторонним внутренним наклонным и шевронным оребрением под 45° для чисел Рейнольдса в диапазоне $10^4 \dots 2 \cdot 10^5$. Показаны картины течения и теплообмена, а также степень интенсификации теплоотдачи по сравнению с развитым теплообменом в гладком неоребрённом канале.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается развитое, пространственно периодическое турбулентное течение воздуха в канале прямоугольного сечения $W/H = 1,5$ с гидравлическим диаметром $D_h = 0,8W$. Широкие стенки канала оребрены интенсификаторами квадратного сечения со стороной $e/H = 0,1$. Угол установки ребер α равен 45° относительно продольной оси канала, шаг ребер $- P/e = 10$.

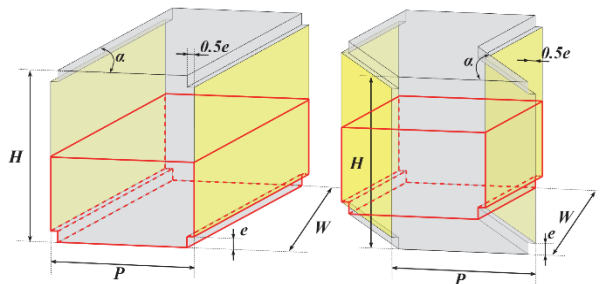


Рис. 1 Сегменты периодически оребренного канала и расчётная область. Слева – наклонное оребрение, справа – шевронное.

На рис. 1 представлен общий вид сегментов канала с наклонным и шевронным оребрением. Жёлтым цветом обозначены границы периодичности, серым – непроницаемые изотермические стенки. Воздух течет слева направо относительно рисунка. В силу симметричности формы канала и, как следствие, симметричности потока, в качестве расчётной области рассматривается половина сегмента в случае наклонного оребрения и четверть – в случае шевронного оребрения. Расчётные области выделены на рис. 1 красными линиями.

Режим течения и теплообмена определяется числом Рейнольдса $Re = \rho U_b D_h / \mu$, где U_b – среднерасходная скорость, и числом Прандтля. Рассматриваются режимы течения при $Pr = 0.7$ и $Re = 10^4, 5 \cdot 10^4, 10^5$ и $2 \cdot 10^5$. Теплоотдача моделируется при постоянной температуре всех стенок T_w и среднемаховой температуре потока $T_{b0} > T_w$ на входе в сегмент, которым служит граница периодичности, расположенная вверх по потоку. Эффекты плавучести не рассматриваются.

Размерные геометрические параметры, параметры среды и тепловые условия приняты в соответствии с условиями эксперимента, описанными в работе [2].

Моделирование течения и теплообмена осуществлялось в программном комплексе ANSYS Fluent 2019R3 численным решением осреднённых по Рейнольдсу уравнений Навье-Стокса и энергии, замкнутых $k-\omega$ SST моделью турбулентности. В расчётах использовался pressure-based решатель двойной точности, конвективные слагаемые всех уравнений дискретизировались по противоположной схеме второго порядка. В расчётах использовались сетки, составленные из шестигранных контрольных объёмов, размерностью 2 млн. ячеек для наклонного оребрения и 1,3 млн. ячеек для шевронного. На этих сетках получены сеточно-независимые решения.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

Особенности развитого, пространственно периодического течения и стабилизированного теплообмена в каналах с наклонным и шевронным оребрением покажем на примере вариантов, рассчитанных при $Re = 10^5$.

Слева на рис. 2 показана вихревая структура течения в межрёберном пространстве канала с наклонным оребрением. Представлены картины распределения безразмерного модуля завихренности в

продольных сечениях и линии тока. Наклонные ребра служат источником завихренности по двум причинам: первая – срыв потока и образование вихря, распространяющегося вблизи оребренной стенки, вторая – закрутка потока наклонными ребрами. Оба вихря имеют совпадающие направления продольной компоненты вектора $\text{rot } V$. Сформированные ребрами вихревые структуры служат источниками интенсификации теплоотдачи.

Справа на рис. 2 для канала с шевронным оребрением в поперечном сечении показана картина поля продольной скорости, отнесенной к средне-расходной, и линии тока поперечного течения. Причины возникновения поперечных течений те же, что и для канала с наклонными ребрами. В вершине угла шеврона, обращенного к потоку, образуются два расходящихся вихря, которые интенсифицируют теплоотдачу на оребренной стенке. В ядре потока наклон ребер, составляющих шеврон, формирует течение с четырьмя вихрями.

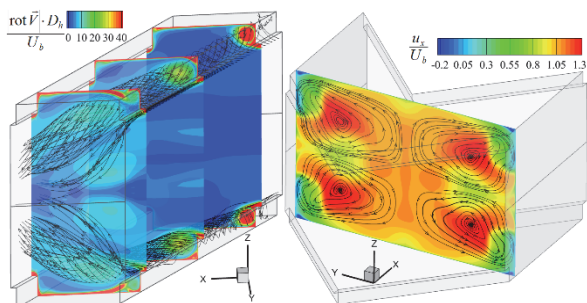


Рис. 2 Вихревая структура течения в канале с наклонным оребрением (слева). Распределение продольной скорости и линии тока поперечного течения в канале с шевронным оребрением (справа).

На рис. 3 представлены распределения локальных значений коэффициента интенсификации теплоотдачи $\varepsilon_q = \text{Nu} / \text{Nu}_{sm}$ на межрёберной стенке каналов с наклонным и шевронным оребрениями, где Nu_{sm} – рассчитанное по эмпирическим формулам Никурадзе [3] и Петухова-Кириллова [4] значение числа Нуссельта для данного режима течения в гладком канале.

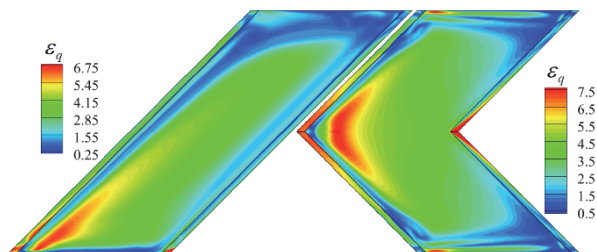


Рис. 3 Распределение коэффициента интенсификации теплоотдачи на межрёберной стенке канала с наклонным (слева) и шевронным (справа) оребрениями.

Для обеих конфигураций оребрения можно наблюдать сильную неравномерность распределения: область максимальных значений располагается сразу за входной кромкой ребра, минимальные значения – вблизи боковых стенок. Повышенные значения коэффициента интенсификации теплоот-

дачи «размазаны» по диагонали межрёберной поверхности для наклонного оребрения и диагоналям, расходящимся от вершины угла к боковым стенкам, для шевронного оребрения. Полученные распределения коэффициента теплоотдачи являются следствием вторичных течений вблизи межрёберной поверхности.

На рис. 4 представлены зависимости средних значений параметра интенсификации теплоотдачи (эффективности оребрения) $\hat{\varepsilon}_q$ для обоих каналов. В обоих случаях интенсификация теплоотдачи максимальна при наименьшем значении числа Re. При $\text{Re} \approx 10^5$ интенсификация практически перестает изменяться, оставаясь на уровне $\hat{\varepsilon}_q \approx 3,25$ для канала с шевронами и $\hat{\varepsilon}_q \approx 2,5$ для канала с наклонными ребрами.

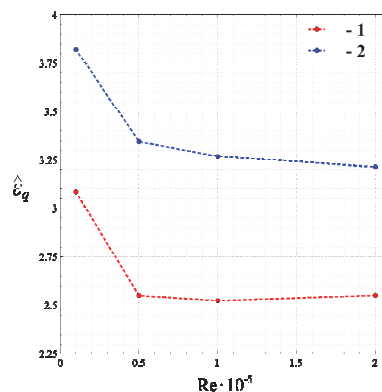


Рис. 4 Зависимость средней теплоотдачи оребренного канала в сравнении с гладким каналом: 1–наклонное оребрение, 2–шевронное оребрение.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Получены данные численного моделирования пространственно периодического течения и теплообмена в каналах с оребренными стенками. Показано, что оребрение шевронами эффективнее, чем наклонными ребрами, и это подтверждается данными других источников [1].

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда, грант 23-29-00094.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Turbine** Aerodynamics, Heat Transfer, Materials, and Mechanics (Ed. by T. Shih and V. Yang), Progress in Astronautics and Aeronautics. V. 243. AIAA, Georgia Inst. of Technology, Atlanta, Georgia, USA. 2014. 713 p.
2. **Байбузенко И.Н.** Совершенствование воздушно-конвективных систем охлаждения лопаток турбин с внутриканальным оребрением для энергетических газотурбинных установок большой мощности: дис. к.т.н. МГТУ им. Н.Э. Баумана. М., 2019. 155 с.
3. **Лойцянский Л.Г.** Механика жидкости и газа, 7 изд., Дрофа, 2003. 840 с.
4. **Петухов Б.С., Кириллов В.В.** К вопросу о теплообмене при турбулентном течении жидкости в трубах. // Теплоэнергетика. 1958. № 4. С. 63–68.

ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ ТЕПЛООБМЕННИКА-КОНДЕНСАТОРА СКВ

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время широкое распространение в системах кондиционирования воздуха (СКВ) самолетов Ту-214, Superjet 100, МС-21 и зарубежных Boeing, Airbus получили компактные пластинчато-ребристые теплообменники (КПРТ), благодаря простоте конструкции и обслуживания, а так же высокой надежности работы. Однако, часть из них имеет специфические эксплуатационные проблемы. К ним относится: проблема обмерзания теплообменника-конденсатора при работе на влажном воздухе с отрицательными рабочими температурами [1...3]. Проектирование по известным методикам не учитывает данные эксплуатационные особенности, поэтому в настоящее время возникает необходимость разработки более совершенных методов расчета и проектирования КПРТ, позволяющих получить инновационные способы решения данных технических проблем. Отдельной задачей является проблема импортозамещения отечественной техники [4...6].

В работе выполнен анализ работы теплообменника-конденсатора СКВ. Целью настоящей работы является исследование работы теплообменника-конденсатора с заданной геометрией при изменении шагов холодного и горячего оребрений и влажностного содержания. Работа выполнена с целью дальнейшего исследования процессов теплообмена в КПРТ.

Ключевая проблема в работе конденсатора заключается в необходимости обеспечения противообледенительных мероприятий. Это усложняется проблемами процессов теплообмена в холодном тракте, поскольку в воздухе после прохождения через турбину формируется переохлажденный аэрозоль, а также возникают частицы снега и льда. Кроме того, на части теплообменной поверхности начинают протекать процессы льдообразования и таяния, а в части поверхности в горячем тракте за счет процессов конденсации водяных паров, происходит замерзание сконденсированной влаги. Проблемы, связанные с формированием льда, усугубляются в отсутствие системы удаления влаги, что превращает турбину в источник снежной шуги, закупоривающей выпускное отверстие и вход в теплообменник. Это ведет к сокращению объема воздуха, протекающего через турбину, из-за чего становится критически важным при проектировании конденсатора внедрение систем, предотвращающих образование льда в горячей части и накопление снега на передних кромках теплообменника в холодной части.

Одним из способов борьбы с обмерзанием теплопередающей поверхности является использова-

ние переменных оребрений по длине горячего и холодного тракта (рис.1) [1, 7].

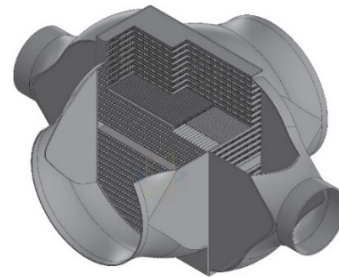


Рис. 1. Конструкция теплообменника-конденсатора с переменным оребрением по горячему и холодному трактам

В работе выполнен анализ и выбор оптимального теплообменника из трех вариантов: изменение шага горячего оребрения, изменение шага холодного оребрения и изменение шага обоих оребрений.

1. ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛООБМЕННИКА ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ШАГА ОРЕБРЕНИЙ

1.1. Исследование параметров теплообменника при изменении шага горячего оребрения

На всех рисунках нижняя линия температуры поверхности соответствует стандартной методике расчета (шаг оребрения постоянный): температура меняется в диапазоне от -10 до $+7,5$ °С, 50 % поверхности имеет отрицательную температуру. При уменьшении шага горячего оребрения (линии вверх на рис. 2) наблюдается средний рост температуры на $5...8$ °С. В результате установлено, что данный прием позволил сократить долю поверхности с отрицательной температурой до 10...25 %.

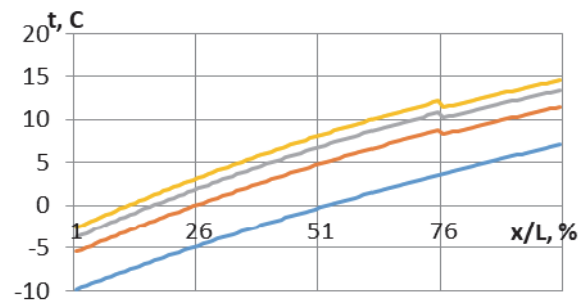


Рис. 2. Влияние шага горячего оребрения

1.2. Исследование параметров теплообменника при изменении шага холодного оребрения

В данной серии расчетов был рассмотрен вариант теплообменника-конденсатора с увеличением шага холодного оребрения (линии вверх на рис. 3). В результате установлено, что данный прием позволил радикально изменить температуру поверхности, в частности на самых опасных входных кромках теплообменника-конденсатора она становится выше $0\text{ }^{\circ}\text{C}$, т.е. начинает работать в режиме «теплого ножа» противообледенительной системы.

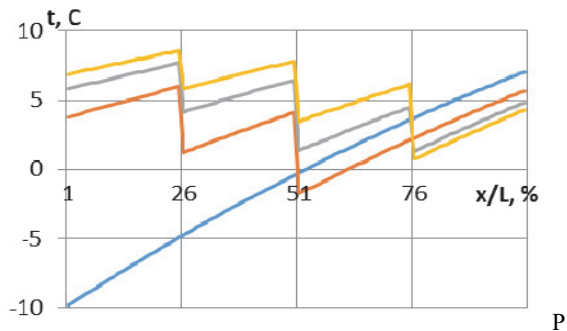


Рис. 3. Влияние шага холодного оребрения

1.3. Исследование параметров теплообменника при изменении шага обоих оребрений

При одновременном совместном изменении шагов горячего и холодного оребрений (линии вверх на рис. 4) наблюдается существенное увеличение температуры входных кромок с $5...7$ до $10...15\text{ }^{\circ}\text{C}$. При этом вся температура поверхности находится при положительной температуре.

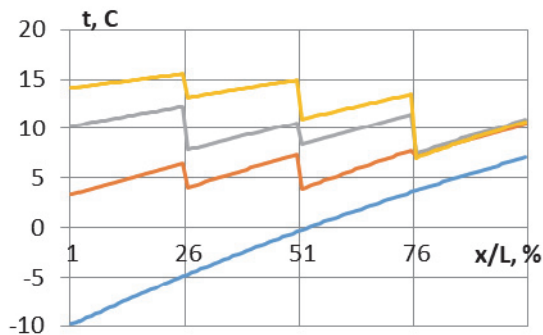


Рис. 4. Влияние изменения шага обоих оребрений

1.4. Исследование параметров теплообменника при изменении шага обоих оребрений и влагосодержания

В данной серии расчетов был рассмотрен вариант теплообменника-конденсатора с одновременным изменением шага холодного и горячего оребрений и учетом процессов тепломассообмена в обоих трактах (рис. 5): конденсации в горячем тракте и испарения в холодном. Установлено, что учет процессов тепломассообмена дополнительно повлиял на распределение температуры теплообменной поверхности. В частности, в первых трех секциях процессы конденсации дополнительно увеличили температуру в среднем на $5\text{ }^{\circ}\text{C}$, в то время как в четвертой секции испарение привело к снижению температуры на $3...4\text{ }^{\circ}\text{C}$ от случая сухого воздуха.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе выполнен комплекс исследований распределения температур теплопередающей поверхности при изменении шагов оребрений. Изменение шага оребрений в горячем и холодном трактах приводит к кардинальным изменениям в распределении температур в теплообменнике-конденсаторе. В результате исследований установлено, что лучшими противообледенительными характеристиками обладает теплообменник при совместном изменении шагов обоих оребрения, при котором наблюдается наибольшая средняя температура теплообменника и отсутствует отрицательная температура поверхности, в особенности на входных кромках.

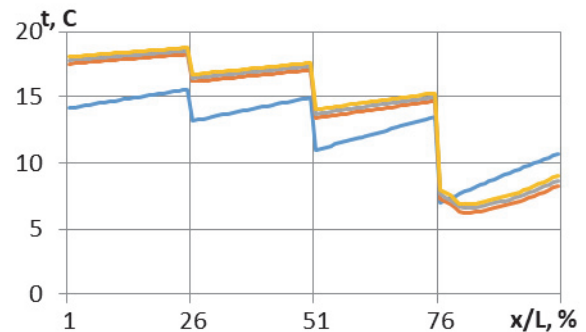


Рис. 5. Влияние процессов тепломассообмена при изменении шага обоих оребрений

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Системы** жизнеобеспечения и оборудование летательных аппаратов: учебное пособие / А.В. Чичиндаев, Ю.В. Дьяченко, В.А. Спарин, И.В. Хромова; под ред. А.В. Чичиндаева. Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2019. 319 с. (Серия «Учебники НГТУ»).
2. **Дьяченко Ю.В., Чичиндаев А.В.** Особенности работы авиационных систем кондиционирования на влажном воздухе: учебное пособие. 2-е изд. Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2017. 87 с.
3. **Чичиндаев А.В.** Тепломассообмен влажного воздуха в компактных пластинчато-ребристых теплообменниках. Новосибирск: изд-во НГТУ, 2012. 298 с. (Серия «Монографии НГТУ»)
4. **Чичиндаев А.В.** Современные системы кондиционирования воздуха: учебное пособие. Новосибирск, Изд-во НГТУ, 2022. 80 с.
5. **Чичиндаев А.В., Хромова И.В.** Массовый открытый онлайн-курс «Современные авиационные системы кондиционирования воздуха». URL: <https://stepik.org/112062>.
6. **Чичиндаев А.В., Хромова И.В.** Современные авиационные системы кондиционирования воздуха: курс ФПК по дополнительному профессиональному обучению. URL: https://nstu.ru/dpo_edu/education/corporate_private.
7. **Особенности** теплопередачи в компактных теплообменниках с использованием переменных термических сопротивлений / А.В. Чичиндаев, Ю.В. Дьяченко, Д.Е. Сиденко, А.Д. Шакин // Современные проблемы теплофизики и энергетики: материалы 3 международного конф., Москва, 19-23 окт. 2020 г. Москва: Изд. Дом МЭИ, 2020. С. 308–309.

АКТУАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ОБОСНОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК И БЕЗОПАСНОСТИ РЕАКТОРОВ НА БЫСТРЫХ НЕЙТРОНАХ

ВВЕДЕНИЕ

Решение проблем теплофизики (гидродинамики, теплообмена, физхимии и технологии теплоносителей), наряду с физикой, материаловедением, прочностью конструкций, оказалось связанным с развитием в 50-х годах в нашей стране и в мире программы создания ядерных энергетических установок (ЯЭУ) для атомных электростанций (АЭС), флота и космоса, а также с решением новых задач – термоядерные и электроядерные установки и нейтрон генерирующие мишени [1]. Это прекрасно понимали академики И.В. Курчатова, Д.И. Блохинцев и А.И. Лейпунский.

Через месяц после пуска Первой АЭС почти 70 лет назад (24 июля 1954 года) по инициативе А.И. Лейпунского в ФЭИ был образован теплофизический отдел, который возглавил будущий академик РАН В.И. Субботин, в дальнейшем являющийся лидером научной школы по теплофизике ЯЭУ в ФЭИ. Фундаментом формирования научной школы явилось участие коллектива в создании ЯЭУ различного назначения.

В докладе изложены результаты проведенных в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» экспериментальных и расчетных теплогидравлических исследований в обоснование характеристик и безопасности реакторов на быстрых нейтронах с натриевым охлаждением для широкого круга задач, включая гидродинамику и теплообмен в каналах и тепловыделяющих сборках твэлов (ТВС) активной зоны в процессе кампании, внутрикорпусную циркуляцию и теплообмен стратифицированного теплоносителя в реакторе на быстрых нейтронах с интегральной компоновкой оборудования в различных режимах, кипения щелочных жидких металлов в ТВС в аварийных ситуациях.

1. ГИДРОДИНАМИКА И ТЕПЛООБМЕН В АКТИВНОЙ ЗОНЕ

В результате всесторонних и систематических исследований статистических характеристик полей температуры и скорости в турбулентных потоках воздуха и жидких металлов изучены характеристики пульсаций температуры и скорости, интенсивность пульсаций, корреляционные функции, спектральная плотность и распределение вероятностей [2]. Распределение скорости по нормали к смоченному периметру описывается универсальным законом, если для расчета динамической скорости использовать локальное значение касательного

напряжения. Наблюдается значительная интенсификация турбулентных пульсаций скорости в периферийной области ТВС по сравнению с бесконечной решеткой, которую можно объяснить воздействием вторичных вихрей.

В экспериментах по теплообмену в трубах показано, если концентрация примесей в теплоносителе не превышает их растворимость при температурах циркулирующего металла, на границе раздела теплоноситель – поверхность теплообмена термическое (контактное) сопротивление отсутствует, В этих условиях теплоотдача к жидким металлам Na, Na-K, Li, Hg, Pb-Bi в трубах описывается единой критериальной зависимостью, близкой к формуле Лайона.

Разработана теория приближенного теплового подобия твэлов, расположенных в правильных решетках, которая позволила моделировать твэлы многослойными трубками с электрообогревом изнутри. Демонстрируется, что температурный режим работы твэлов активной зоны быстрых реакторов определяется большим числом конструктивных, режимных, технологических факторов закономерного и статистического характера. Получены детальные экспериментальные данные по теплогидравлике в моделях активной зоны при наличии прогибов тепловыделяющих элементов, асимметричных сдвижек и деформаций элементов, перекрытии различных частей активной зоны, наличии встречных потоков.

В результате экспериментальных исследований и расчетно-теоретического анализа межканального обмена массой, импульсом и энергией в пучках гладких и оребренных спиральной проволочной навивкой твэлов созданы физически обоснованные методы и программы теплогидравлического расчета формоизмененных ТВС активной зоны реакторов на быстрых нейтронах.

Исследовано влияние на температурный режим ТВС геометрии и материалов твэлов, эффектов радиационного распухания и ползучести, выявлены особенности формирования температурного режима активной зоны в процессе эксплуатации (кампании) реакторов на быстрых нейтронах.

Расчеты по термомеханическому коду СДТ-МИФ для ТВС зоны большого обогащения топлива в реакторе типа БН-600 при выгорании 7 % тяжелых атомов (доза около 60 смещений на атом), показали, что для дозы свыше 42 сна, изменение площади каналов по высоте ТВС носит сложный характер. Различие максимальной температуры

оболочек твэлов и неравномерности температуры по их периметру в начале первой и конце двенадцатой микрокампаний лежит в пределах 10–15 °С.

2. ГИДРОДИНАМИКА ПРОТОЧНЫХ ЧАСТЕЙ КОЛЛЕКТОРНЫХ СИСТЕМ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО ТИПА В РЕАКТОРАХ И ТЕПЛООБМЕННИКАХ

Изложены и анализируются результаты экспериментальных исследований на аэродинамическом стенде и гидротолчке гидродинамики проточных частей коллекторных систем цилиндрического типа в реакторах и теплообменниках, закономерности которых зарегистрированы в качестве научных открытий как неизвестные ранее закономерность и явление, имеющие отношение к атомной, космической, металлургической и химической областям науки и техники [3].

3. ВНУТРИБАКОВАЯ ЦИРКУЛЯЦИЯ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ В РАЗЛИЧНЫХ РЕЖИМАХ

Результаты теплогидравлических исследований первого контура быстрого реактора с жидкометаллическим теплоносителем, выполненных на мелкомасштабной водяной модели быстрого реактора (масштаб 1:10) для режимов принудительной циркуляции, перехода к режиму расхолаживания и аварийного расхолаживания естественной конвекцией теплоносителя показали, что под воздействием термогравитационных сил в периферийной зоне верхней (горячей) камеры реактора над боковыми экранами, в холодной и напорной камерах, элеваторной выгородке, системе охлаждения корпуса реактора, на выходе из промежуточных и автономных теплообменников в различных режимах их работы происходит температурное расслоение с возникновением застойных и рециркуляционных образований (стратификация теплоносителя), перестройка характера течения и температурного режима.

В устойчиво стратифицированном турбулентном потоке максимальный размер вихрей не может превышать масштаб плавучести. Поэтому крупномасштабные вихри, большие, чем масштаб плавучести, подавляются и растекаются вдоль стратифицированной области раздела в виде внутренних волн, которые создают пульсации температуры в материале стенок оборудования с частотой $f \leq N$ ($N^2 = (g/\rho)(\rho\partial/\partial z)$ – частота Вайсяля – Брента).

4. МОДЕЛИРОВАНИЕ КИПЕНИЯ ЩЕЛОЧНЫХ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕЙ В МОДЕЛЯХ ТВС В АВАРИЙНЫХ РЕЖИМАХ

Представлены результаты экспериментальных исследований и численного моделирования кипения щелочных жидкометаллических теплоносителей в моделях ТВС активной зоны в аварийных режимах. Показана принципиальная возможность

длительного охлаждения активной зоны в аварийных режимах с кипением жидких щелочных металлов, возможность отвода тепла кипящим теплоносителем в модельной ТВС с новым техническим решением – «натриевой полостью» над участком энерговыделения при тепловых нагрузках 10–15 % и уровне расхода натрия около 5 % от номинальных значений [4].

Исследована теплоотдача при кипении жидких щелочных металлов в сборках твэлов, воздействие шероховатости поверхности твэлов на развитие процесса кипения, построена картограмма режимов течения двухфазного потока при кипении щелочных жидких металлов в сборках твэлов.

Результаты расчетных исследований, выполненных по модернизированной версии поканального кода SABENA, реализующей двухжидкостную модель двухфазного потока жидкого металла в приближении равных давлений в паровой и жидкой фазах, воспроизводят развитие режимов течения двухфазного потока, пульсации расхода жидкого металла, полученные в экспериментальных исследованиях, а также демонстрируют противофазные пульсации расхода теплоносителя в параллельных ТВС, межканальную неустойчивость, характеризующуюся значительным возрастанием амплитуды пульсаций расхода теплоносителя в параллельных ТВС.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Дальнейшее развитие атомной энергетики России, реализация стратегии двухкомпонентной атомной энергетики с замыканием топливного цикла с использованием реакторов на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем, обеспечение ее конкурентоспособности и сохранения приоритета, которым обладает Россия по АЭС с реакторами на быстрых нейтронах, требует продолжения комплекса проблемно-ориентированных теплогидравлических исследований.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Рачков В.И., Арнольдов М.Н., Ефанов А.Д., Калякин С.Г., Козлов Ф.А., Логинов Н.И., Орлов Ю.И., Сорокин А.П. Использование жидких металлов в ядерной, термоядерной энергетике и других инновационных технологиях // Теплоэнергетика. 2014. № 5. С. 20–30.
2. Кузина Ю.А., Сорокин А.П., Дельнов В.Н., Денисова Н.А., Сорокин Г.А. Теплогидравлические исследования щелочных жидкометаллических теплоносителей в обоснование ядерных энергетических установок // Известия высших учебных заведений. Ядерная энергетика. 2022. № 2. С. 49–61.
3. Габрианович Б.Н., Дельнов В.Н. Особенности гидродинамики проточных частей коллекторных систем теплообменников и реакторов ЯЭУ. Саров: ФГУП «РФЯЦ-ВНИИЭФ», 2016. 216 с.
4. Сорокин А.П., Кузина Ю.А., Иванов Е.Ф. Особенности теплообмена при кипении жидкого металла в аварийных режимах в ТВС быстрых реакторов // Атомная энергия. 2019. Т. 126. Вып. 2. С. 69–78.

МОДЕЛИРОВАНИЕ РЕАКТОРА ГЕТЕРОГЕННОГО ПИРОЛИЗА МЕТАНА

ВВЕДЕНИЕ

Благодаря своим уникальным механическим и физическим свойствам композиционные углерод-углеродные материалы на основе пиролитического углерода находят широкое практическое применение [1]. В [2] предложена технология получения углеродного композита в процессе совместной переработки карбонизированных отходов растительного происхождения и природного газа. Одной из возможных сфер применения углеродного композита является металлургическая промышленность [3].

В данной работе представлена численная модель реактора гетерогенного пиролиза метана при его фильтрации через пористую углеродную среду; приведены результаты исследования влияния режимных параметров на качество углерод-углеродного композита, содержание водорода в газовой смеси на выходе из реактора и производительность реактора.

1. ЧИСЛЕННАЯ МОДЕЛЬ РЕАКТОРА

Рассматривался вертикальный цилиндрический реактор с движущимся слоем гранул карбонизированной древесины с эквивалентным диаметром 0,005 м, кажущейся плотностью 500 кг/м³, удельной поверхностью 865000 м⁻¹ и пористостью 0,5. Слой углеродных гранул моделировался сферами одинакового диаметра с регулярной упаковкой, порозность слоя составляла 0,4. Реактор работал в циклическом режиме: карбонизированные древесные гранулы периодически загружались в верхнюю часть реактора и выгружались снизу. Поскольку время выгрузки/загрузки сырья предполагалось малым по сравнению с временем цикла, уравнение движения гранул в явном виде не использовалось. Метан подавался в нижнюю часть реактора. Нагрев углеродной матрицы осуществлялся дымовыми газами через стенку реактора. Температура дымовых газов на входе в канал составляла 1100°С, массовый расход дымовых газов – 0,01 кг/с. Потери тепла от внешних стенок канала обогрева не учитывались.

Система нестационарных двумерных дифференциальных уравнений, описывающих тепло-массообменные процессы в реакторе, включала уравнения сохранения массы и энергии для твердой (углеродные гранулы) и газовой (метан, водород) фаз, уравнение для давления газа и уравнение сохранения энергии для греющего газа. Уравнение сохранения импульса записывалось в приближении закона Дарси. Плотность газа рассчитывалась по уравнению состояния идеального газа.

Процесс образования пироуглерода на поверхности углеродных гранул описывался одной брут-

то-реакцией. Предполагалось, что скорость осаждения пироуглерода прямо пропорциональна парциальному давлению метана, константа скорости реакции, записанная в аррениусовском виде, бралась из [4]. Влияние водородного торможения на константу скорости осаждения пироуглерода учитывалось на основе результатов [4]. Образованием сажи в поровом пространстве в результате гомогенных реакций пренебрегалось, поскольку отношение площади поверхности к объему пор составляло 10⁴ – 10⁵ м⁻¹ для слоя гранул и 10⁵ – 10⁶ м⁻¹ для самих гранул. Температура метана на входе в реактор составляла 800°С, что исключало возможность заметного сажеобразования в подводящих газовых магистралях. Для учета изменения площади реакционной поверхности углеродных гранул в процессе осаждения пироуглерода использовалась модель хаотично расположенных пор одинакового радиуса [5].

Система дифференциальных уравнений дополнялась начальными и граничными условиями. В начальный момент времени температура углеродных гранул в реакторе принималась равной 1000°С, а давление в реакторе равным атмосферному. На входе в реактор задавались постоянный массовый расход и температура метана. Давление на выходе из реактора принималось равным атмосферному. Температура загружаемых в реактор гранул составляла 150°С.

Расчеты проводились для реакторов с радиусом $R = 0,08$ и $0,05$ м. Удельный массовый расход метана варьировался в диапазоне $\rho_g U = 0,005 - 0,1$ кг/(м²с). Для всех вариантов расчетов время нахождения гранул в реакторе составляло 4 ч. При этом относительное приращение средней кажущейся плотности углеродных гранул было не менее 5%, а степень конверсии метана – не менее 7%. При выгрузке/загрузке 1/10 объема реактора продолжительность одного цикла составляла 1440 с.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ И ОБСУЖДЕНИЕ

Поскольку температура метана, поступающего в реактор, меньше температуры слоя углеродных гранул и реакция разложения метана носит эндотермический характер, в нижнем сечении реактора формировался радиальный градиент температуры, который выравнивался в верхних сечениях реактора. Наличие радиального градиента температуры приводило к неоднородности плотности углеродного композита по сечению реактора. При $\rho_g U = 0,1$ кг/(м²с) и $R = 0,08$ м относительное приращение кажущейся плотности гранул $\Delta\rho/\rho_0$ у стенки реактора более чем вдвое превосходило $\Delta\rho/\rho_0$ на оси.

С уменьшением радиуса реактора и удельного расхода метана неоднородность $\Delta\rho/\rho_0$ по радиусу реактора уменьшалась, и при $\rho_g U = 0,005$ кг/(м²с) и $R = 0,05$ м разность между осевым и пристеночным значениями $\Delta\rho/\rho_0$ составляла 0,2%.

Изменяя удельный массовый расход метана, можно варьировать как характеристики углеродного композита, так и состав газовой смеси на выходе из реактора. Как видно из рис. 1, увеличение массового расхода метана приводит к росту средней кажущейся плотности углеродных гранул, но при этом снижается содержание водорода в газовой смеси на выходе из реактора.

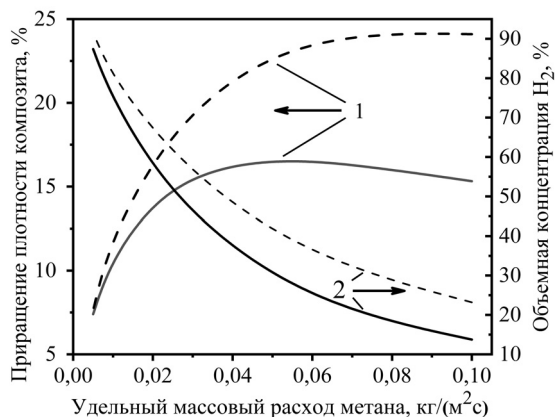


Рис. 1. Зависимость приращения средней кажущейся плотности выгружаемых углеродных гранул (1) и средней объемной концентрации водорода на выходе из реактора (2) от $\rho_g U$: сплошные линии – $R = 0,08$ м; пунктирные линии – $R = 0,05$ м.

Важной характеристикой эффективности работы реактора является его удельная (в расчете на единичную площадь сечения реактора) производительность по водороду и пироуглероду. Зависимости производительности реактора по пироуглероду (кривые 1 на рис. 2) и относительного приращения средней по сечению реактора кажущейся плотности углеродных гранул (кривые 1 на рис. 1) от удельного массового расхода метана весьма схожи. Их вид объясняется влиянием двух конкурирующих факторов, определяющих скорость осаждения пироуглерода: с ростом $\rho_g U$, с одной стороны, происходит уменьшение степени конверсии метана, приводящее к увеличению скорости образования пироуглерода, с другой стороны, в результате увеличения охлаждающего действия газа скорость осаждения пироуглерода падает. Для реактора большего радиуса второй фактор начинает преобладать при меньших расходах метана, что приводит к появлению максимума на рассматриваемых зависимостях.

Производительность реактора по водороду (кривые 2 на рис. 2) растет с увеличением $\rho_g U$ до значений порядка 0,05 кг/(м²с), несмотря на падение содержания водорода в смеси (кривые 2 на рис. 1). Такое поведение связано с тем, что для $\rho_g U$, меньших 0,05 кг/(м²с), средняя объемная концентрация водорода падает медленнее, чем растет

массовый расход метана. Для больших значений $\rho_g U$ величины изменения указанных параметров сопоставимы.

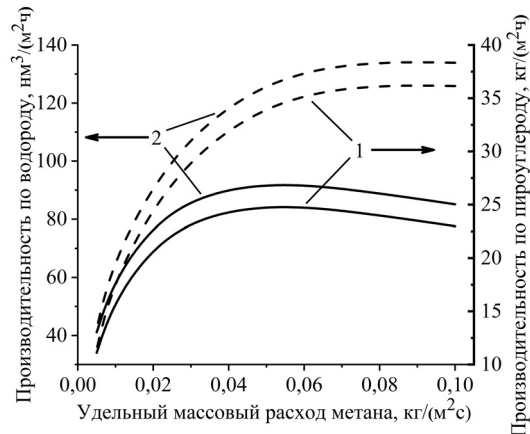


Рис. 2. Зависимость удельной производительности реактора по пироуглероду (1) и водороду (2) от $\rho_g U$: сплошные линии – $R = 0,08$ м; пунктирные линии – $R = 0,05$ м.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Показано, что выбор оптимальных значений удельного массового расхода метана и радиуса реактора определяется тем, какой из конечных продуктов – углеродный композит или водородосодержащий газ – является целевым. Режимы с максимальной объемной концентрацией водорода, равной 92%, имеют минимальную удельную производительность как по водороду, так и по пироуглероду. При удельных расходах, соответствующих максимальным значениям приращения средней кажущейся плотности углеродных гранул и удельной производительности реактора по углеродному композиту, наблюдается максимальная неоднородность композита и низкое содержание водорода в смеси на выходе из реактора. Уменьшение радиуса реактора приводит к уменьшению неоднородности и увеличению удельной производительности реактора как по пироуглероду, так и по водороду.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сурувикин В.Ф., Сурувикин Ю.И., Цеханович М.С. Новые направления в технологии получения углерод-углеродных материалов. Применение углерод-углеродных материалов // Российский химический журнал. 2007. Т. 51. № 4. С. 111-119.
2. Зайченко В.М., Шпильрайн Э.Э., Штеренберг В.Я. Комплексная переработка природного газа с получением водорода для энергетики и углеродных материалов широкого промышленного применения // Теплоэнергетика. 2006. № 3. С. 51-57.
3. Зайченко В.М., Косов В.В., Косов В.Ф., Синельщиков В.А. Определение реакционной способности композитных углеродных материалов // Сталь. 2011. Т. 41. № 9. С. 787-789.
4. Теснер П.А., Полякова М.М., Михеева С.С. Кинетика образования пироуглерода при термическом разложении метана // ДАН. 1972. Т. 203. № 2. С. 402-405.
5. Хейфец Л.И., Неймарк А.В. Многофазные процессы в пористых средах. – М.: Химия, 1982. – 320 с.

МОДЕЛИРОВАНИЕ АДСОРБЦИИ CO₂ В БЛОКЕ КОМПЛЕКСНОЙ ОЧИСТКИ ПРИРОДНОГО ГАЗА

ВВЕДЕНИЕ

Сжиженный природный газ используется в качестве энергоносителя для производства тепла и электричества, в качестве топлива для машин и оборудования в бытовых нуждах. До получения готового продукта, сырье проходит несколько этапов: добыча, осушка, очистка, сжижение. Так как сам природный газ представляет собой сложную смесь газов непостоянного состава (пары воды, кислые компоненты, тяжелые углеводороды, азот, CO₂ и др.), для производства СПГ существуют строгие ограничения по очистке, так, например согласно [1] содержание CO₂ в магистральном газе (МГ) не должно превышать 40000 ppm, а в сжимаемом газе – 20..200 ppm. Такие небольшие значения содержания примеси связаны с тем, что углекислый газ имеет более высокую температуру кристаллизации и в процессе ожижения природного газа будет выпадать в твердый осадок, что может привести к серьезным проблемам при работе системы.

На данный момент широко применяются по меньшей мере два подхода к очистке ПГ от примесей CO₂: абсорбционный (аминовая очистка) и адсорбционный с применением твердых сорбентов.

В работе рассматривается классический блок комплексной очистки природного газа (БКО), основанный на процессе короткоциклового адсорбции (КЦА).

Основная цель настоящей работы заключается в разработке методики расчета блока комплексной очистки природного газа от CO₂ на основе процесса короткоциклового адсорбции на адсорбентах.

1. ОБЗОР ИЗВЕСТНЫХ РЕШЕНИЙ

1.1. Анализ заводов

В открытых источниках велся поиск заводов СПГ, какой тип очистки от CO₂ на них используется, мольное процентное содержание диоксида углерода в сырьевом газе, а также цикл ожижения на этих заводах.

Было изучено 18 заводов производства СПГ. Из них только на 5 заводах содержание CO₂ в сырьевом газе превышало 2,5%, но несмотря на это 17 заводов использовали адсорбционную очистку воздуха от диоксида углерода в блоке комплексной очистки воздуха.

Опираясь на полученные данные, можно сделать вывод, что для ожижения природного газа используется 5-6 основных запатентованных технологий. Зачастую помимо блока ожижения, патент включает в себя и блок комплексной очистки (БКО). При получении права реализации той или иной технологии, СПГ-компания также имеет возможность использо-

вать и БКО полученной технологии. Несмотря на то, что новые адсорбционные типы очистки являются более выгодными и простыми в эксплуатации, к ним обращаются гораздо реже, чем к уже имеющейся абсорбционной очистке.

1.2. Сравнение типов БКО

Аминовая очистка (абсорбция) показывает тонкую очистку ПГ от CO₂ при высоких концентрациях (свыше 2,5%), но при этом имеет более сложную конструкцию, чем адсорбционная очистка, а также требует более высоких теплоэнергетических затрат на собственные нужды.

Адсорбция показывает супертонкую очистку при концентрациях диоксида углерода ниже 3%. Не требует вспомогательного оборудования. Основным недостатком адсорбции является термодегенерация адсорбента и его сложная замена.

2. МОДЕЛИРОВАНИЕ АДСОРБЦИОННО-ДЕСОРБЦИОННОГО ПРОЦЕССА

2.1. Постановка задачи

Рассматривается адсорбционно-десорбционную колонну, предварительно заполненная метаном (рис. 1). На вход подается газовая смесь CO₂-CH₄ с концентрацией 2,5% и 97,5% соответственно. Температура потока определена и составляет 298,15 К, давление 10 бар, расход 8e-7 кмоль/с.

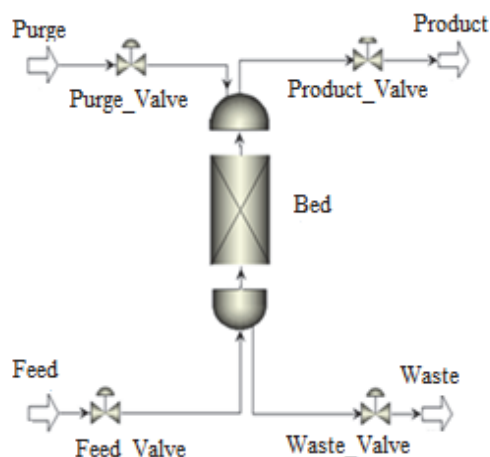


Рис. 1. Схема КЦА: Bed – адсорбционная колонна; Feed – сырьевой поток; Product – очищенный газ; Purge – газ на регенерацию; Waste – поток газа после регенерации.

Регенерирующий газ – метан. Давление 1 бар, температура 298,15 К, расход 2,7e-8 кмоль/с.

Тип адсорбции – короткоциклового адсорбция (PSA). В качестве адсорбента используется цеолит 13X (NaX).

Требуется построить распределение концентрации диоксида углерода на выходе из колонны.

2.2 Принцип работы модели

Весь процесс работы модели можно разделить на четыре этапа:

1. Адсорбция. В колонне идет процесс очистки входящего потока от CO_2 .
2. Продувка. Высокое давление в адсорбере сбрасывается.
3. Очистка (десорбция). Под низким давлением через адсорбер проходит регенирующий газ.
4. Повышение давления. В колонне повышается давление до значения, которое было перед началом первого этапа. Таким образом цикл замыкается, и мы можем повторять все перечисленные этапы снова.

2.3. Результаты расчета

Для анализа работы модели, рассмотрим результаты программы после 5 циклов КЦА.

Выходная кривая концентрации компонентов газовой смеси на выходе из адсорбера представлена на рис. 2.

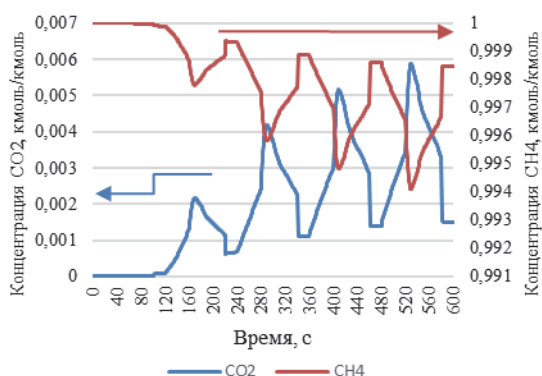


Рис.2. Концентрация компонентов на выходе: CO_2 – изменение концентрации диоксида углерода (ось слева); CH_4 – изменение концентрации метана (ось справа).

В реализованной модели, время работы каждого этапа задавалось вручную. Однако, есть возможность выставлять ограничения работы каждого из шагов по различным характеристикам модели. В зависимости от температуры и давления CO_2 , растворимость его в жидком метане меняется и может достигать 2000 ppm двуокиси углерода без выпадения в твердую фазу. Так, например, в топливе СПГ для энергетических установок молярная доля диоксида углерода не должна превышать 0,015% [2]. В таком случае, адсорбцию можно проводить до момента достижения этого значения на выходе из колонны.

На полученном расчете максимальная концентрация CO_2 достигается через 558 секунд, на 5 цикле и составляет 0,00588 кмоль/кмоль. Расчет проводился на адсорбере небольшого размера, полученные значения являются приемлемыми.

Также были получены графики давления (рис.3) и температуры в трех сечениях адсорбера (рис. 4).

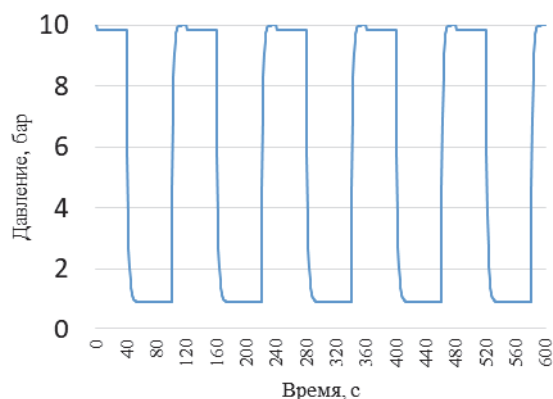


Рис.3. Изменение давления в адсорбере.

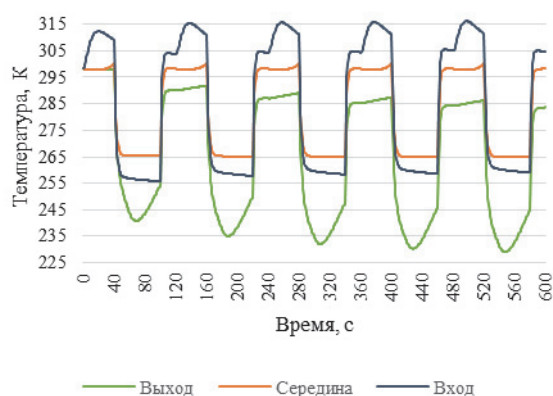


Рис.4. Изменение температуры в адсорбционной колонне по сечениям.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе выполнения работы была построена модель короткоциклового адсорбции. За 600 секунд работы максимальная концентрация CO_2 достигла 5880 ppm. Это значение объясняется малыми геометрическими размерами адсорбера, а также выбором типа переключения этапов цикла (по заданному времени). Давление в системе менялось в пределах значений сырьевого и регенирующего потока. Температуры по сечениям колонны имели разное значение, что также соответствует физике процесса. Предлагается использовать разработанную расчетную методику для моделирования БКО применительно к заводам СПГ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. ОСТ 51.40–93 «Газы горючие природные, поставляемые и транспортируемые по магистральным газопроводам. Технические условия».
2. ГОСТ Р 56021-2014 «Газ горючий природный сжиженный. Топливо для двигателей внутреннего сгорания и энергетических установок»

КОНСТРУКТОРСКИЕ СПОСОБЫ УПРАВЛЕНИЯ УРОВНЕМ ТЕПЛООБМЕНА ПУЛЬСИРУЮЩИХ ПОТОКОВ В ВЫПУСКНОМ КОЛЛЕКТОРЕ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ НАДЕЖНОСТИ ПОРШНЕВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

ВВЕДЕНИЕ

Поршневые двигатели внутреннего сгорания (ДВС) продолжают широко применяться практически во всех отраслях экономики. Поэтому совершенствование конструкции основных систем и настройка параметров рабочего цикла ДВС остается актуальной задачей для развития энергетики. Одним из перспективных направлений улучшения характеристик двигателей является повышение качества процесса выпуска отработавших газов [1]. Это связано с тем, что газодинамика и теплообмен во многом определяют эффективность систем турбонаддува [2] и возможности повторного использования тепла выпускных газов в гибридных энергетических системах [3]. Поэтому существует большое количество работ по исследованию нестационарной газодинамики и пульсаций температуры в выпускных системах ДВС [4, 5].

Цель данного исследования состояла в разработке оригинальных способов (направлений) управления интенсивностью теплоотдачи пульсирующих потоков газа в выпускных системах для повышения их надежности.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

В данной работе исследовались три направления модернизации конструкции выпускного коллектора: (1) поперечное профилирование канала; (2) продольное профилирование и (3) использование эффекта эжекции в трубопроводе.

Поперечное профилирование заключалось в применении участка в форме квадрата (30 мм) и треугольника (54 мм) в выпускном трубопроводе. Геометрические размеры квадрата и треугольника выбирались исходя из равенства эквивалентных гидравлических диаметров с базовой конструкцией трубы (круг – 30 мм). Продольное профилирование состояло в использовании конусной трубы с конусностью равной 0,0225. В выпускном коллекторе размещалась эжекционная трубка для создания эффекта эжекции (диаметр эжекционной трубки 7 мм).

Исследования газодинамики и теплоотдачи проводились на динамической установке, основанной на головке цилиндров и механизме газораспределения ДВС. Избыточное давление в цилиндре (на выпуске) было постоянным в серии экспериментов и составляло от 0,05 МПа до 0,2 МПа. В данной работе представлены результаты для давления на выпуске 0,1 МПа. Скорость вращения распредвала изменялась в диапазоне 300-1500 мин⁻¹ (условная

скорость коленвала n равнялась 600-3000 мин⁻¹). Поршневая группа и коленчатый вал в установке отсутствовали. Процедура проведения опытов более подробно описана в [6].

Рабочим телом в экспериментах был воздух с температурой 21 ± 1 С° при атмосферном давлении.

2. МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

В ходе проведения опытов осуществлялись измерения мгновенных значений местной скорости w_x , локального коэффициента теплоотдачи α_x и давления p_x пульсирующего потока воздуха в выпускных трубопроводах разных модификаций. Для получения этих данных использовался метод тепловой анемометрии на основе термоанемометра постоянной температуры и ниточных датчиков. Чувствительный элемент (нить) датчика для измерения скорости потока размещалась примерно в центре канала, а для определения локального коэффициента теплоотдачи – на внутренней поверхности канала. Подробнее методика измерений α_x описана в [7].

Для оценки газодинамических характеристик конструкции выпускной системы использовались степень турбулентности Tu и расход воздуха V . Для оценки теплообменных характеристик исследуемых конфигураций выпускной системы рассчитывался коэффициент теплоотдачи α_c за процесс выпуска посредством интегрирования функции α_x во времени за период открытого клапана.

Для анализа показателей надежности определялась вероятность безотказной работы выпускного коллектора за наработку 3000 часов на основе статистических данных для дизеля 6ЧН 21/21.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Установлено, что применение профилированных трубопроводов в выпускной системе поршневого двигателя вызывает существенный рост степени турбулентности в 1,20-1,65 раза по сравнению с базовой конфигурацией. Это связано с образованием вихревых структур в углах треугольного и квадратного каналов.

Выявлено, что установка конусной трубы в выпускную систему приводит к незначительному снижению Tu при низких скоростях вращения коленвала на 5-17 % и более ощутимому росту Tu при высоких n на 12-27 % по сравнению с базовой конструкцией выпускной системы. Уменьшение степени турбулентности можно объяснить небольшим поджатием потока в конусной трубе.

Обнаружено, что создание эффекта эжекции в выпускном коллекторе способствует значимому росту T_u на 20-40 %. Это объясняется тем, что поток воздуха через эжекционную трубку турбулизировал основное течение в трубопроводе.

Установлено, что применение профилированных труб вызывает существенное снижение локального коэффициента теплоотдачи (в среднем в 1,4 раза) в выпускной системе. Потенциально это позволит повысить вероятность безотказной работы выпускного коллектора почти на 5 % по сравнению с базовой конфигурацией (рис. 1а).

Выявлено, что использование конусной выпускной трубы приводит к подавлению теплоотдачи пульсирующих потоков до 19 % на низких частотах вращения коленвала по сравнению с базовой системой выпуска (рис. 1б). Это вызовет снижение термических напряжений в выпускном коллекторе и улучшению его показателей надежности.

Обнаружено, что формирование эффекта эжекции в выпускной трубе обуславливает незначительное снижение локального коэффициента теплоотдачи в пределах 13 % по сравнению с базовой системой выпуска. Рассчитано, что это позволит повысить вероятность безотказной работы выпускного коллектора почти на 1,5 % (рис. 1в).

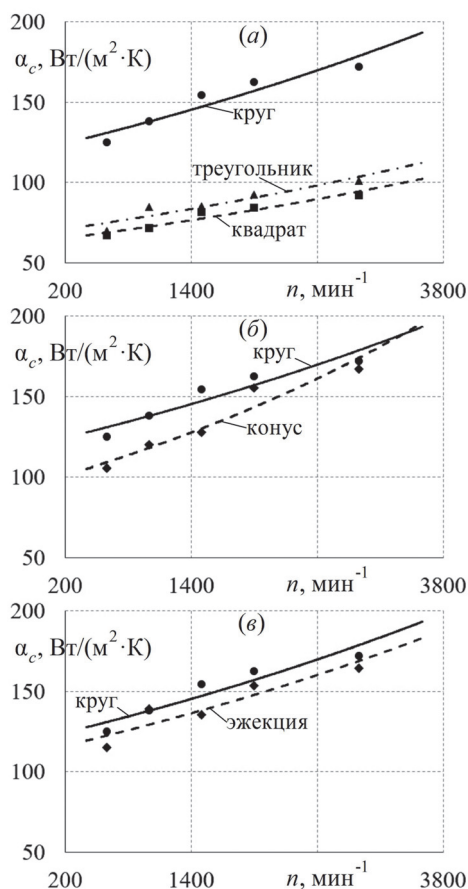


Рис. 1. Зависимости коэффициента теплоотдачи α_c от скорости вращения коленвала n для выпускных систем разных конфигураций: а – поперечное профилирование канала; б – продольное профилирование; в – эффект эжекции

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Основные выводы по данному исследованию состоят в следующем:

1. Получены данные о газодинамических и теплообменных характеристиках пульсирующих потоков в выпускных коллекторах разных модификаций: поперечное и продольное профилирование канала, а также создание эффекта эжекции.

2. Установлено, что все исследуемые способы модернизации выпускного коллектора приводят к росту степени турбулентности потока в диапазоне от 5 до 65 %.

3. Выявлено, что интенсивность теплоотдачи существенно снижается (до 40 %) при использовании профилированных каналов в системе выпуска.; при этом, продольное профилирование каналов также уменьшает коэффициент теплоотдачи α_c в среднем на 15 %; а применение эффекта эжекции приводит к подавлению теплоотдачи на 13 %.

4. Показано, что посредством модернизации конструкции выпускного коллектора можно повысить его вероятность безотказной работы до 5 %.

Работа выполнена при поддержке РФФ в рамках научного проекта 23-29-00022.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Плотников Л.В.** Нестационарные тепломеханические процессы в системах газообмена поршневых двигателей с турбонаддувом: монография. Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2020. 204 с.
2. **Sok R., Jeyamoorthy A. and Kusaka J.** Novel virtual sensors development based on machine learning combined with convolutional neural-network image processing-translation for feedback control systems of internal combustion engines // *Applied Energy*, 2024. No 365. A.n. 123224.
3. **Talib R., Khan Z., Khurram S., Inayat A., Ghauri M., Abbas M. and Watson I.** Energy efficiency enhancement of a thermal power plant by novel heat integration of Internal Combustion Engine, Boiler, and Organic Rankine Cycle // *Asia-Pacific J. Chemical Engineering*, 2024. No 19(2). A.n. e3013.
4. **Kim J., Vallinmaki M., Tuominen T. and Mikulski M.** Variable valve actuation for efficient exhaust thermal management in an off-road diesel engine // *Applied Thermal Engineering*, 2024. No 246. A.n. 122940.
5. **Venkataraman V., Hong B. and Cronhjort A.** Analyzing Engine Exhaust Gas Temperature Pulsations and Gas-Dynamics Using Thin-Wire Thermocouples // *J. Engineering for Gas Turbines and Power*, 2024. No 146(7). A.n. 071002.
6. **Plotnikov L.V. and Zhilkin B.P.** Characteristic Features of the Thermomechanics of Gas Flows in the Piston Engine Outlet under Various Gas-Dynamical Conditions // *J. Engineering Physics and Thermophysics*. 2021. No 94(3). P. 687-694.
7. **Plotnikov L., Plotnikov I., Osipov L., Slednev V. and Shurupov V.** An Indirect Method for Determining the Local Heat Transfer Coefficient of Gas Flows in Pipelines // *Sensors*. 2022. No 22(17). A.n. 6395.

ВЛИЯНИЕ ТЕПЛООВОГО ГРАНИЧНОГО УСЛОВИЯ НА СТЕНКЕ ПЛОСКОГО КАНАЛА НА ТЕПЛООТДАЧУ ПРИ ЛАМИНАРНОМ ПУЛЬСИРУЮЩЕМ ТЕЧЕНИИ В КВАЗИСТАЦИОНАРНОМ РЕЖИМЕ

ВВЕДЕНИЕ

В расчетно-теоретических работах [1], [2] показано, что одним из способов интенсификации теплообмена (увеличения коэффициента теплоотдачи) могут быть пульсации расхода, но только с большими амплитудами $A > 1$. Расчеты проведены для пульсирующего течения, а именно, для изменения во времени t средней по сечению канала скорости $\langle u \rangle$ по закону $\langle u \rangle / \langle \bar{u} \rangle = [1 + A \cos(\omega t)]$ ($\langle \bar{u} \rangle$ – средняя по сечению и во времени скорость, ω – круговая частота колебаний). Рассмотрено ламинарное течение в плоском и прямоугольных каналах; показано, что отношения гидродинамических и тепловых величин к их стационарным значениям для плоского и прямоугольных каналов близки друг к другу. Проведена классификация режимов пульсирующего течения по безразмерной частоте колебаний – числу Вомерсли $Wo = h/2(\omega/\nu)^{1/2}$ (h – ширина канала, ν – кинематический коэффициент вязкости). Закономерности пульсирующего течения и теплообмена качественно и количественно различаются в разных областях частот – квазистационарном режиме при $Wo < 1$, $Wo_T < 1$ ($Wo_T = (Pr)^{1/2} Wo$) и высокочастотном режиме при $Wo, Wo_T > 1$. Ранее расчеты проведены для гидродинамически стабилизированного течения и условия, когда обратное течение с $\langle u \rangle < 0$ при $A > 1$ является термически стабилизированным, что осуществимо лишь при большой относительной длине трубы. Для труб конечной длины l колебания средней по сечению скорости будут влиять на теплообмен при условии, что безразмерная длина трубы $L = l/(hRe)$ меньше или порядка безразмерной средней длины продольной тепловой волны Wo_T^{-2} ($Re = RePr$ – число Пекле, $Re = \langle \bar{u} \rangle h/\nu$). При высокочастотных колебаниях такие малые длины неосуществимы в реальных теплообменных устройствах. Из проведенных ранее расчетов следует, что указанное влияние наиболее существенно в квазистационарной области относительно низких частот колебаний. Кроме того, для создания низкочастотных колебаний требуется меньшая мощность на прокачку теплоносителя.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Предложено для получения значений гидродинамических и тепловых величин для квазистационарного течения использовать данные для стационарного течения. В квазистационарном режиме характеристики течения в каждый момент времени определяются их зависимостями при стационарном

течении, соответствующими значению числа Рейнольдса в этот момент. Для пульсирующего течения число Рейнольдса меняется во времени по периодическому закону. В данной работе приняты следующие зависимости:

$$Re_t = Re(1 + A \cos \omega t), \quad \langle U \rangle = 1 + A \cos \omega t,$$

где Re – среднее во времени число Рейнольдса, $\langle U \rangle = \langle u \rangle / \langle \bar{u} \rangle$.

В квазистационарном режиме для гидродинамических и тепловых величин должны выполняться следующие соотношения:

$$U(X, Y, \omega t) = U_s(X / \langle U \rangle, Y) \langle U \rangle (\omega t),$$

$$Po^t(X, \omega t) = Po_s^t U_s(X / \langle U \rangle) \langle U \rangle (\omega t),$$

$$Po(X, \omega t) = Po_s(X / \langle U \rangle) \langle U \rangle (\omega t),$$

$$T = T_s(X / \langle U \rangle, Y), \quad \Delta T = \Delta T_s(X / \langle U \rangle),$$

$$Nu(X, \omega t) = Nu_s(X / \langle U \rangle).$$

Здесь для гидродинамических величин $X = x/(hRe)$, для тепловых величин $X = x/(hRe)$; $Y = y/h$; Po и Po^t – числа Пуазейля для коэффициентов гидравлического сопротивления и сопротивления трения; T – температура, ΔT – температурный напор (разность температур стенки и средней массовой температуры жидкости), Nu – число Нуссельта; индексом « s » обозначены величины для стационарного течения.

Числа Пуазейля Po^t и Po являются коэффициентами пропорциональности в зависимости от числа Рейнольдса коэффициентов сопротивления трения и гидравлического сопротивления, т.е. безразмерными касательным напряжением на стенке и градиентом давления.

Для значений амплитуд колебаний средней по сечению скорости, превышающих единицу, предложено разделить период колебаний на две части, в одной из которых поток в среднем движется от входа в канал к его выходу (прямое течение), в другой части осуществляется обратное течение. Осредненные по этим частям периода величины в большей степени, чем осредненные по всему периоду, могут быть пригодны для расчета некоторых теплопередающих устройств, в частности, теплообменных аппаратов. При $A > 1$, когда в некоторой части периода возникает обратное течение среднего потока жидкости $\langle U \rangle < 0$, в приведенных выше соотношениях для $U, Po, Po^t, T, \Delta T, Nu$ X надо заменить на $X-L$, где $L = l/(hRe)$ или $L = l/(hRe)$.

Для получения точных данных, пригодных для расчета гидродинамических и тепловых характеристик квазистационарного течения, проведено чис-

ленное моделирование гидродинамики и теплообмена ламинарного стационарного течения на начальном участке плоского канала. Методом конечных разностей решена система уравнений движения, неразрывности и энергии в приближении узкого канала. Рассмотрены два тепловых условия на стенке первого рода $T_w = \text{const}$ и второго рода $q_w = \text{const}$. Верификация полученных результатов проведена путем сравнения с имеющимися данными для стационарного развивающегося течения по гидродинамическим и тепловым характеристикам.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Безразмерными режимными параметрами, от которых зависят результаты расчетов, являются следующие величины: амплитуда колебаний средней по сечению скорости A , число Прандтля Pr , безразмерная длина канала L . В расчетах эти параметры изменялись в диапазонах: $A = 0.5 - 5$, $Pr = 0.7 - 7$; $L = 0.025 - 1$. Нижний предел значений безразмерной длины канала соответствует значениям, осуществляющимся на практике, например, при течении жидкости в щелевом микроканале теплоотвода высотой 1 мм и длиной 5 см с $Pr = 1 - 7$, $Re = 50 - 1000$.

Среднее по времени число Нуссельта можно определить двумя способами, каждый из которых можно использовать при расчете тех или иных технических устройств:

$$\overline{Nu}_1 = \frac{1}{\Delta T}, \quad \overline{Nu}_2 = 1/\overline{\Delta T}.$$

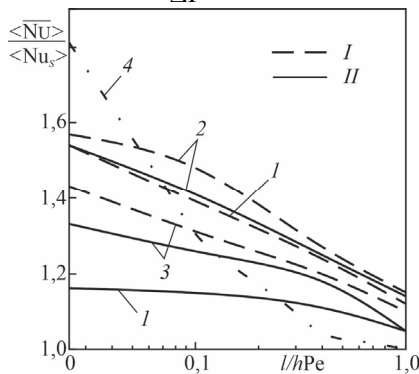


Рис. 1. Зависимость среднего по времени и длине числа Нуссельта от длины канала для $Pr = 0,7$, $q_w = \text{const}$. I – $\langle \overline{Nu} \rangle / \langle Nu_s \rangle$, 2 – $\langle \overline{Nu}^d \rangle / \langle Nu_s \rangle$, 3 – $\langle \overline{Nu}^r \rangle / \langle Nu_s \rangle$, 4 – $\langle Nu_s \rangle / Po_x$. I – $\langle \overline{Nu}_1 \rangle / \langle Nu_s \rangle$, II – $\langle \overline{Nu}_2 \rangle / \langle Nu_s \rangle$.

На рис. 1 показаны средние по времени и длине числа Нуссельта в зависимости от длины канала при амплитуде колебаний средней по сечению скорости $A = 5$ и граничном условии $q_w = \text{const}$. Наблюдается увеличение средних чисел Нуссельта по сравнению со случаем стационарного течения, особенно для коротких каналов. В меньшей степени отмеченный эффект проявляется для \overline{Nu}^r при обратном течении. При относительно невысоких амплитудах колебаний указанного увеличения чисел Нуссельта не происходит. Например, при $A = 1$ $\langle \overline{Nu}_1 \rangle / \langle Nu_s \rangle = 1$, $\langle \overline{Nu}_2 \rangle / \langle Nu_s \rangle =$

0,93. С ростом числа Прандтля несколько замедляется уменьшение отношений чисел Нуссельта к их стационарным значениям по мере увеличения длины канала.

На рис. 2 представлены результаты расчета при $A = 5$ и граничном условии $T_w = \text{const}$, приведенные в [3]. Качественно зависимости на рис. 1 и рис. 2 одинаковы, но при граничном условии первого рода $\langle \overline{Nu}_2 \rangle > \langle \overline{Nu}_1 \rangle$ и \overline{Nu}^d и \overline{Nu}^r отличаются друг от друга на меньшую величину. Это различие объясняется тем, что при условии $T_w = \text{const}$ изменяется во времени не только температурный напор, но и плотность теплового потока на стенке.

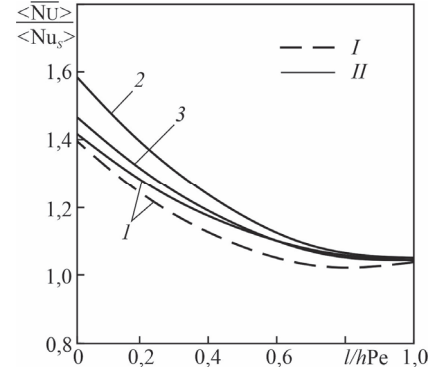


Рис. 2. Зависимость среднего по времени и длине числа Нуссельта от длины канала для $Pr = 0,7$, $T_w = \text{const}$. Обозначения см. на рис. 1.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Подтвержден вывод, сделанный в предыдущих работах, что увеличение числа Нуссельта при наложении колебаний на ламинарное течение в каналах происходит только при больших относительных амплитудах колебаний пульсирующего течения.

Известно, что значение числа Нуссельта при граничном условии третьего рода, которое осуществляется во многих технических теплообменных устройствах, лежит между значениями числа Нуссельта при граничных условиях первого и второго рода. Для этих условий получено, что среднее по времени и длине число Нуссельта при пульсирующем течении может возрастать до полутора раз по сравнению с его значением для стационарного течения. Отмеченное увеличение наблюдается для относительно коротких труб, применяемых в микроканальных теплообменниках.

Работа выполнена при поддержке РФФИ, проект № 23-29-00188.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Валуева Е.П., Пурдин М.С. Теплообмен при ламинарном течении в прямоугольных каналах // Теплофизика и аэромеханика. 2016. Т. 23. № 6. С. 893–903.
2. Валуева Е.П., Пурдин М.С. Гидродинамика и теплообмен при пульсирующем с большими амплитудами ламинарном течении в каналах // Теплофизика и аэромеханика. 2018. Т. 25. № 5. С. 735–746.
3. Валуева Е.П., Зюкин В.С. Способ определения коэффициента теплоотдачи при пульсирующем с большими амплитудами колебаний течения в каналах // Сб. тр. РНКТ-8. М.: Изд-во МЭИ. 2022. С. 133–137.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЯ В ПЛОСКОМ КОНФУЗОРНОМ КАНАЛЕ С ПРОФИЛИРОВАННЫМ ВХОДНЫМ УЧАСТКОМ

ВВЕДЕНИЕ

Полевым методом измерений в работе [1] были получены профили скоростей и характеристик турбулентности в сечениях конфузорного канала. Эти экспериментальные данные были использованы для верификации результатов численного моделирования в нашей работе [2], где в качестве распределения скорости на входе в сужающийся канал был задан ударный профиль скорости. При этом результаты моделирования в начальной половине канала несколько отличались от экспериментальных данных.

В настоящей работе представлены результаты численного моделирования в плоском конфузорном канале с применением входного участка, сформированного по профилю лемнискаты Бернулли. Целью такого моделирования является необходимость показать влияние входного профиля скорости на последующее течение газа.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

1.1. Геометрия модели

Геометрия и граничные условия соответствовали эксперименту, результаты которого представлены в работе [1]. Канал, представленный на рис. 1 имеет следующие геометрические параметры: длина $L = 3.020$ м, $l = 1.820$ м, ширина 0.150 м, отклонение верхней стенки канала на $\varphi = 2,5^\circ$, высота входного сечения конфузора $H = 0.444$ м, $h = 0.105$ м.

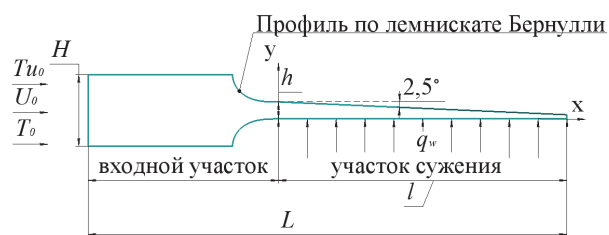


Рис. 1. Схема течения.

1.2. Граничные условия

На нижней теплообменной стенке основного участка сужения задавался постоянный тепловой поток $q_w = 1000$ Вт/м². В начальный момент времени система находилась при атмосферном давлении. Скорость во входном сечении моделируемого канала составляла $U_0 = 0.536$ м/с. Интенсивность турбулентности в соответствии с экспериментом [1] принималась равной 2%. Температура набегающего потока задавалась $T_0 = 293$ К. Все представленные в работе данные относятся к осевой плоскости канала при $z = 0$ и представлены для установившегося движения при $t = 0.91$ с.

В работе рассмотрено течение воздуха с переменной плотностью, зависящей от давления и температуры. Моделирование проводилось на основе RANS подхода в пакете OpenFOAM [3] с применением решателя rhoPimpleFoam. Уравнения Навье-Стокса были дополнены $k-\omega$ SST моделью турбулентности [3,4]. В качестве начальных условий задавались кинетическая энергия турбулентности k , диссипация турбулентности ϵ и скорость диссипации турбулентной энергии ω .

2. РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ

На рис. 2 и 3 представлены профили продольной скорости в пограничном слое на нижней стенке канала при $x = 0.35$ м (рис. 2) и при $x = 1.55$ м (рис. 3).

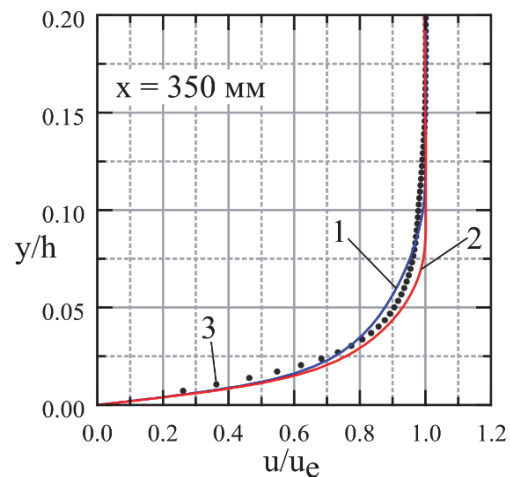


Рис. 2. Профиль скорости при $x = 0.35$ м. 1 — течение с входным участком; 2 — течение без входного участка [2]; 3 — эксперимент [1].

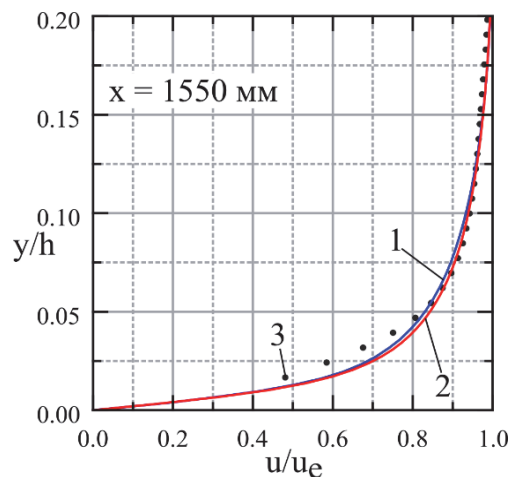


Рис. 3. Профиль скорости при $x = 1.55$ м. Обозначения см. на рис. 1.

Видно, что в начале сужающегося канала (рис. 2) профиль скорости, полученный при наличии входного участка, лучше согласуется с экспериментальным профилем, чем профиль скорости, полученный в течении с начальным ударным профилем [2]. В конце сужающегося канала (рис. 3) оба расчётных профиля скорости и экспериментальный профиль отличаются незначительно.

На рис. 3 и 4 приведены профили кинетической энергии турбулентности в ускоренном пограничном слое на нагретой стенке при $x = 0.35$ м (рис. 3) и при $x = 1.55$ м (рис. 4).

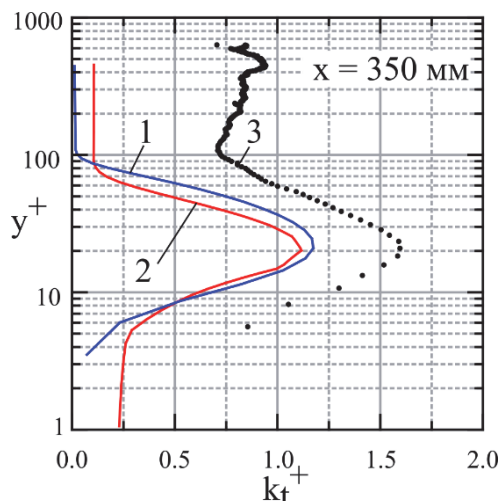


Рис.3. Профили кинетической энергии турбулентности при $x = 0.35$ м. Обозначения см. на рис. 1.

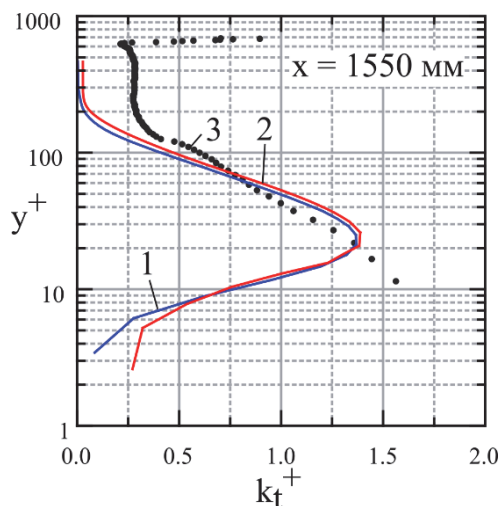


Рис.4. Профили кинетической энергии турбулентности при $x = 1.55$ м. Обозначения см. на рис. 1.

Видно, что в начале сужающегося канала (рис. 3) моделируемая кинетическая энергия турбулентности заметно меньше экспериментальных данных независимо от наличия входного участка. При этом положение максимума кинетической энергии турбулентности в расчётных профилях хорошо совпадает с положением максимума в экспериментальном профиле. В конце сужающегося канала (рис.4) все профили скорости различаются незначительно.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведено численное моделирование квазиизотермического течения воздуха в плоском сужающемся канале с входным участком, сформированным по профилю лемнискаты Бернулли. Было проведено сравнение профилей скорости и кинетической энергии турбулентности с результатами численного моделирования течения с входным ударным профилем скорости [2] и с экспериментальными данными [1].

Использование входного участка позволило получить более точные данные при сравнении с результатами эксперимента в начале сужающегося канала. В конце сужающегося канала с входным участком отличия в параметрах течения незначительно отличаются от параметров течения без входного участка и от экспериментальных данных. Следовательно использование входного распределения скорости отличного от ударного профиля целесообразно при моделировании начальных участков сужающихся каналов.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 23-29-00210, <https://rscf.ru/project/23-29-00210/>

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Шакиров И.А., Давлетшин И.А., Михеев Н.И.** Кинематическая структура течений и теплоотдача в плоских диффузорном и конфузорном каналах // Теплофизика и аэромеханика. 2022. Т. 29. № 5. С. 799–805.
2. **Сахнов А.Ю., Брызгалов К.В., Наумкин В.С. Лебеда К.С.** Влияние типа тепловых граничных условий на теплообмен и трение в сужающемся канале // Теплофизика и аэромеханика – 2024. Т. 31, №1 (в печати).
3. **OpenFOAM** The Open Source CFD Toolbox User Guide, 2014. – 212 p.
4. **F.R. Menter, M. Kuntz, and R. Langtry** Ten years of industrial experience with the SST turbulence model // In Proceedings of the 4th International Symposium on Turbulence, Heat and Mass Transfer, P. 625–632, Antalya, Turkey, 2003. Begell House.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ДИОКСИДА УГЛЕРОДА В ЛОКАЛЬНОЙ РАБОЧЕЙ ЗОНЕ ПРИ РАБОТЕ ЛУЧИСТОГО ИСТОЧНИКА НАГРЕВА – ГАЗОВОГО ИНФРАКРАСНОГО ИЗЛУЧАТЕЛЯ

ВВЕДЕНИЕ

Современные стандарты, предъявляемые к системам теплоснабжения промышленных и бытовых помещений по поддержанию микроклимата и комфортных рабочих условий, становятся более строгими. Разработано достаточно большое число норм и правил, как в Российской Федерации [1], [2], так и за рубежом [3]. Помимо контроля температурного режима особое внимание уделяется качеству воздуха (уровню загрязненности). Наличие системы притока свежего воздуха [4] в помещении становится тем более актуальным при применении газовых инфракрасных излучателей светлого типа, работа которых сопряжена с образованием продуктов сгорания природного газа, таких как CO_2 . Помимо этого в рабочей зоне может располагаться оборудование или осуществляться технологический процесс, как дополнительный источник производства CO_2 . Присутствие большого числа работающих также может оказывать влияние на чистоту воздуха [5]. Допустимое значение углекислого газа в промышленном помещении составляет 1000 ppm [1], [2]. При работе систем лучистого нагрева в условиях воздухообмена возможно перераспределение загрязняющих элементов по объему помещения [6]. В связи с этим становится важным прогнозирование концентраций углекислого газа, особенно в локальной рабочей зоне, где должен находиться работающий.

Целью работы является экспериментальное определение концентраций углекислого газа в крупногабаритном помещении с газовым инфракрасным излучателем, системой воздухообмена и дополнительным источником CO_2 в локальной рабочей зоне.

Таблица 1. Классификация воздуха в помещении (ГОСТ 30494-2011) [1], [2]

Класс	Качество воздуха в помещении		Допустимое содержание CO_2^* , ppm
	Оптимальное	Допустимое	
1	Высокое		≥ 400
2	Среднее		400-600
3		Допустимое	600-1000
4		Низкое	более 1000

* Допустимое содержание CO_2 в помещении принимается сверх содержания CO_2 в воздухе атмосферы (400 ppm).

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА

Для проведения исследований использовался экспериментальный бокс с размерами 10,2x4,9x4,4 м (рис.1). Координаты вертикальной оси симметрии газового инфракрасного излучателя, подвешенного на высоте от пола $z=2,975$ м (мощность 5 кВт и лучистым КПД 57%) $x=3,89$ м, $y=1,6$ м и совпадают с координатами оси симметрии горизонтальной панели размерами 1,2x0,55x0,02 м, имитирующей оборудование и расположенной на высоте от пола 0,76 м. Бокс оборудован системой приточно-вытяжной системой воздухообмена с регулируемым расходом воздуха. Для определения концентраций CO_2 в воздухе использовались 3 комбинированных недисперсионных инфракрасных (NDIR) датчика измерения концентраций CO_2 с диапазоном измерения от 400 до 5000 ppm и абсолютной погрешностью измерения ± 50 ppm, а также датчики температуры и влажности воздуха для исключения их влияния на работу инфракрасного датчика. Полученные в ходе измерения данные передавались по интерфейсам I²C и UART и регистрировались микроконтроллером на базе процессора Tensilica Xtensa LX6 (двухъядерный 32-разрядный процессор с тактовой частотой 240 МГц). С целью обеспечения возможности оценки случайных ошибок измерений все эксперименты при фиксированных условиях их выполнения проводились не менее трех раз. После этого вычислялись среднеквадратические отклонения и соответствующие коэффициенты вариации. Значения последних во всех экспериментах не превышали 4%. Время проведения эксперимента – 60 минут с начала запуска ГИИ, т.к. ранее было установлено, что за это время в исследуемой области устанавливается квазистационарный режим [6].

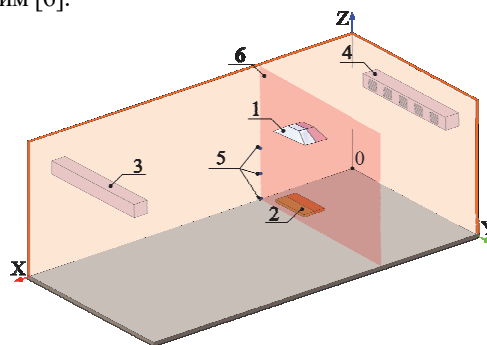


Рис.1. Схема экспериментального бокса: 1 – ГИИ; 2 – горизонтальная панель; 3, 4 – каналы ввода и вывода системы воздухообмена; 5 – измерительные датчики.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

На рисунке 2 приведены основные результаты измерения концентраций CO_2 в воздухе без работы системы воздухообмена (режим свободной конвекции).

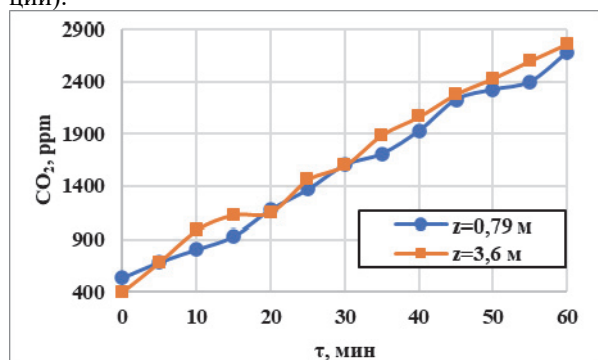


Рис.2. Изменение концентрации CO_2 во времени в локальной рабочей зоне ($x=3,89$ м, $y=1,3$ м) в условиях свободной конвекции.

С течением времени концентрация CO_2 в локальной рабочей зоне повышается так же, как и в области над ГИИ (рис. 2) и превышает допустимую (более 1400 ppm) уже через 25 мин, при которой длительное нахождение работающего в ней становится опасным для здоровья [3]. Вероятно, при такой геометрической конфигурации экспериментальной установки происходит интенсивное перемешивание воздушных масс по всему объёму бокса. Нагретый от ГИИ воздух вместе с продуктами сгорания направляются в верхнюю область бокса увлекая за собой воздух, находящийся под излучателем (в локальной рабочей зоне). За счет этого воздушные массы по периферии бокса (вдоль вертикальных стенок) опускаются вниз и затем поступают в локальную рабочую зону. Формируется устойчивое циркуляционное течение, способствующее распространению CO_2 во всей области исследования.

Работа же системы воздухообмена (рис. 3) существенно понижает концентрацию CO_2 , как над ГИИ до 900 ppm, так и в локальной рабочей зоне до регламентной (не более 800 ppm, таблица 1).

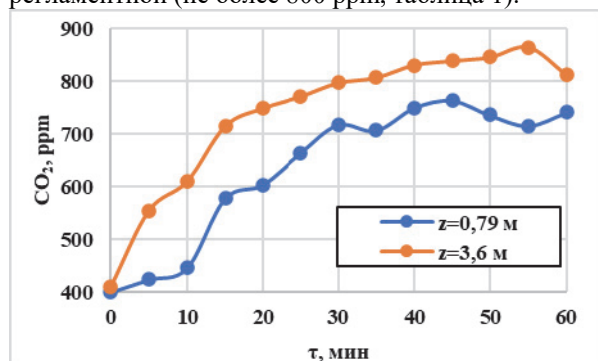


Рис.3. Изменение концентрации CO_2 во времени в локальной рабочей зоне ($x=3,89$ м, $y=1,3$ м) при работе системы воздухообмена.

В этом случае значения концентраций CO_2 в верхней части бокса и локальной рабочей зоне отличаются – можно сделать вывод о том, что структура течений воздуха в боксе изменилась. Основной поток свежего воздуха, поступающего из системы воздухообмена расположенной в верхней области экспериментального бокса, смешивается с загрязнённым и затем выводится в окружающую среду. Загрязнённый продуктами сгорания воздух так же поступает в локальную рабочую зону, но уже не в таком объёме.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

При создании локальных рабочих зон в производственных помещениях с использованием газовых инфракрасных излучателей светлого типа помимо теплового и концентрационного прогнозов необходимо также прогнозировать структуру циркуляционных течений, возникающих в результате работы ГИИ и системы воздухообмена, так как они оказывают существенное влияние на концентрацию CO_2 в локальной рабочей зоне.

Работа поддержана РФФ (грант № 20-19-00226 П).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **ГОСТ 30494-2011.** Здания жилые и общественные. Параметры микроклимата в помещениях.
2. **ГОСТ Р ЕН 13779-2007.** Вентиляция в нежилых зданиях. Технические требования к системам вентиляции и кондиционирования.
3. **ASHRAE 55-2017,** Standard 55-2017 - Thermal Environmental Conditions for Human Occupancy (ANSI/ASHRAE Approved).
4. **Куриленко Н.И., Чекардовский М.Н., Михайлова Л.Ю., Ермолаев А.Н.** Повышение коэффициента полезного действия лучистой системы отопления с применением в качестве отопительных приборов «светлых» газовых инфракрасных излучателей // Инженерный вестник Дона. 2015. Т. 38. № 4. С. 73–82
5. **Majumdar D., Chatterjee S.** Modelling accumulation of respiratory- CO_2 in closed rooms leading to decision-making on room occupancy // MAPAN-Journal of metrology society of India. 2020. V. 35 (3). P. 323–332.
6. **Borisov B.V., Kuznetsov G.V., Maksimov V.I., Nagornova T.A., Salikhov F.Y.** Concentration of CO_2 in the local working area during the joint operation of a gas infrared heater and an air-exchange system // Energies. 2024. 17(1). 155

ГЕНЕРАЦИЯ ТРАНЗИТНОГО СПИРАЛЬНОГО ТЕЧЕНИЯ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА С ПОМОЩЬЮ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СИЛ

ВВЕДЕНИЕ

Жидкий металл используется в качестве теплоносителя на атомных станциях на быстрых нейтронах. Для создания транзитного течения наряду с механическими насосами широко используются электромагнитные насосы. Наиболее востребованными оказались цилиндрические линейные индукционные насосы [1] (сокращенно ЦЛИН), в которых каналом является цилиндрический трубопровод. На канал надет набор коротких кольцевых обмоток-соленоидов, подключенных к трехфазному источнику питания таким образом, чтобы создать в канале бегущее магнитное поле. Для интенсификации магнитной индукции используют внешний шихтованный (набранный из тонких пластин) ферромагнитный сердечник-ядро, а в канал помещают цилиндрическую вставку, заполненную ферромагнитным шихтованным пассивным сердечником, превращая цилиндрический канал в щелевой [1,2]. Именно такая конструкция индуктора и канала обеспечивает наибольшую производительность ЦЛИН. Характерный размер устройства около метра, а величина щелевого зазора, по которому течет теплоноситель, от трех до десяти миллиметров. Характерная скорость расплава в канале варьируется от нескольких сантиметров, до нескольких метров в секунду.

Насосы на АЭС должны работать несколько десятилетий без замены и обеспечивать сейсмостойкость [3]. Поэтому, главное требование к насосу, помимо обеспечения производительности — надежность и прочность. При приемо-сдаточных испытаниях насосы испытывают, в том числе, на вибростендах, а также при повышенных давлениях, где проверяют герметичность и сохранение формы канала. Это и служит причиной предпочтения именно ЦЛИН в атомной отрасли — его конструкция позволяет обеспечить требуемую надежность. Насосы такого типа предпочтительны для исследований, проводимых на экспериментальных стендах [4]. Отметим, что высокие темпы развития металлургии и переход на импортозамещающие технологии является причиной поиска новых конструкций насосов для жидких металлов [5,6]. Некоторые особенности работы этих насосов могут служить основой измерительных методик [7]. Все это обуславливает высокую актуальность и востребованность электромагнитных насосов в ближайшие годы и десятилетия. В этом направлении есть проблемы, необходимость преодоления которых мотивирует авторов к разработке новых конструкций на основе ЦЛИН.

1. ПРОБЛЕМЫ И ПУТИ ИХ РЕШЕНИЯ

Первая проблема связана с потребностью в электромагнитных насосах, которые монтируются на существующий цилиндрический металлопровод, возможно даже действующий, без его разборки. В данном случае подразумевается отсутствие пассивного сердечника с ферромагнетиком, а канал является не щелевым, а цилиндрическим. Здесь традиционный описанный выше ЦЛИН не подойдет, т. к. сила будет генерироваться у стенки канала, что приведет к появлению возвратного течения через его центральную часть и существенно снизит производительность. Необходима такая модификация конструкции индуктора насоса, которая обеспечит наиболее однородный профиль силы поперек канала.

Вторая проблема связана с отсутствием азимутальной компоненты силы и, как следствие, азимутальной скорости в канале ЦЛИН. При всей тщательности изготовления насоса, выдержать однородный щелевой зазор, скажем в 3 мм, очень сложно. Это приводит к неоднородности скорости по каналу, появлению застойных зон, где аккумулируются примеси или газовые включения, локальному перегреву, что снижает производительность и приводит к пульсациям расхода.

Решением данных проблем является ЦЛИН новой разборной конструкции, который разрабатывается авторами работы. Он состоит из соединяемых ферромагнитных секций, на которые надеты обмотки-соленоиды, отведенные в охлаждаемую зону аппарата. Аппарат подключается к трехфазному источнику питания. Индуктор позволяет генерировать в расплавленном металле как бегущее, так и вращающееся магнитное поле с возможностью оперативного управления каждым из них.

С помощью данного индуктора в цилиндрическом канале можно бесконтактно создавать как однородные транзитные течения жидкого металла, так и закрученные транзитные потоки. В данной работе численно исследуются характеристики этих течений в зависимости от внешних управляющих параметров. Целью работы является поиск условий, при которых реализуются наибольшие расходы либо наибольшая закрутка жидкого металла.

2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

Математическая модель процессов в жидком металле в цилиндрическом канале основана на уравнениях магнитной гидродинамики, которые учитывают взаимодействие электрических и магнитных полей с движущимися электропроводными

средами. Величина магнитного числа Рейнольдса в рамках исследуемых процессов меньше единицы. Это означает, что перенос магнитного поля потоком электропроводной жидкости можно не принимать во внимание [8]. Интенсивность тормозящего действия внешнего магнитного поля на поток электропроводной жидкости определяется числом Гартмана. Оценки показывают, что в области исследуемых параметров магнитное поле не оказывает существенного тормозящего эффекта на поток электропроводной жидкости, то есть можно не учитывать индуцированный ток. Поэтому, уравнения МГД используются в электродинамическом приближении. Это позволяет разделить задачу на две части: электродинамическую и гидродинамическую.

Электродинамическая математическая постановка основывается на уравнениях Максвелла. Для определения степени насыщения ферромагнетика отдельно вычисляется зависимость индукции магнитного поля от значения тока в обмотках. Электрический ток и магнитное поле приводят в электропроводной среде к появлению объемной электромагнитной силы, которая в жидком металле создает течение. Течение описывается уравнением Навье–Стокса с учетом действия электромагнитной силы, и уравнением неразрывности. Для описания турбулентности используется метод крупных вихрей Large Eddy Simulation (LES) с моделью Смагоринского. На боковых и торцевых стенках канала ставится условие прилипания.

4. ВЫЧИСЛЕНИЯ

Для вычислений при реализации электродинамической постановки задачи применялся ANSYS EMAG — один из модулей программного комплекса ANSYS с использованием универсального языка APDL. Выполнены многовариантные расчеты, в которых варьировалось значение частоты тока в индукторе и определялись вихревые электрическое и магнитное поля, поля плотности тока и электромагнитной силы с учетом граничных условий. Вычисления гидродинамической части задачи проводились с помощью метода конечных объемов в программном комплексе ANSYS Fluent с применением UDF подпрограмм. Сопряжение гидродинамической и электродинамической части решений выполнялось однократно в начале гидродинамических расчетов. Выполнены многовариантные трехмерные расчеты, в которых анализируются различные характеристики поля скорости, как локальные, так и интегральные. Получены зависимости расхода и величины гидродинамической спиральности от значений управляющих параметров.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Исследуемые интенсивные турбулентные спиральные потоки чрезвычайно интересны и с фундаментальной точки зрения. Следует отметить, что именно они лежат в основе динамо-эффекта, ответственного за генерацию магнитных полей планет,

звезд и галактик [9]. Поэтому данная работа также может служить для оценки возможности реализации эффекта в эксперименте.

Работа выполнена при финансовой поддержке Правительства Пермского края в рамках научного проекта «Разработка электромагнитных насосов, реализующих транзитные и спиральные течения жидких металлов в щелевых и цилиндрических каналах устройств металлургии и атомной промышленности».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Вольдек А.** Индукционные магнитогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. Ленинград: Энергия, 1970. 271 с.
2. **Khalilov R., Kolesnichenko I.** Annular linear induction pump for liquid sodium // *Magnetohydrodynamics*. 2015. Vol. 51, No. 1. P. 95–103.
3. **Архинов В.** Техника работы с натрием на АЭС. М.: Энергоатомиздат, 1986. 136 с.
4. **Колесниченко И., Халилов Р., Шестаков А., Крылов А., Пахолков В., Павлинов А., Мамыкин А., Васильев А., Рогожкин С., Фрик П.** Перемешивание разнотемпературных потоков жидкого натрия в трубопроводе за тройником // *Теплоэнергетика*. 2023. С. 49–57.
5. **Khripchenko S., Khalilov R., Kolesnichenko I., Denisov S., Galindo V., Gerbeth G.** Numerical and experimental modelling of various MHD induction pumps // *Magnetohydrodynamics*. 2010. V. 46. P. 85–97.
6. **Denisov S., Dolgikh V., Khalilov R., Kolesnichenko I., Khripchenko S.** The MHD travelling magnetic field pump for liquid magnesium // *Magnetohydrodynamics*. 2013. Vol. 49. No. 1–2. P. 223–229.
7. **Колесниченко И., Халилов Р.** Экстремум зависимости напора электромагнитного насоса для жидкого металла от частоты питающего тока // *Вычислительная механика сплошных сред*. 2022. Т. 15. № 4. С. 495–506.
8. **Брановер Г., Цинобер А.** Магнитная гидродинамика несжимаемых сред. М.: Наука, 1970. 379 с.
9. **Соколов Д., Степанов Р., Фрик П.** Динамо на пути от астрофизических моделей к лабораторному эксперименту // *Успехи физических наук*. 2014. Т. 184. С. 313–335.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОДНОФАЗНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ КАНАЛА, ЗАПОЛНЕННОГО ПОРИСТОЙ СРЕДОЙ В УСЛОВИЯХ ИЗМЕНЯЮЩЕЙСЯ ВНУТРЕННЕЙ ГЕОМЕТРИИ

ВВЕДЕНИЕ

Создание компактных теплообменных элементов, позволяющих производить эффективный теплосъем с теплонапряженных поверхностей является актуальной задачей ввиду распространения и развития устройств электроники и цифровой техники, вычислительная производительность которых продолжает расти, вследствие чего растет и их тепловыделение [1,2]. В настоящее время достаточно много внимания уделяется устройствам с микроканальными и пористыми теплообменными элементами, обладающими высокими значениями коэффициента теплоотдачи, высокой пористостью, необходимой компактностью и низким гидравлическим сопротивлением [3,4]. Отдельное место занимают работы, посвященные исследованию теплогидравлических свойств градиентных пористых сред [5,6], в которых пористость или другой параметр среды не является однородным, например, когда пористость изменяется по высоте канала, через который движется охладитель [7]. Оценка эффективности интенсификации теплообмена в пористых элементах с неоднородными свойствами является актуальной задачей. В настоящей работе с помощью численного моделирования рассмотрены теплогидравлические параметры охлаждаемых каналов, заполненных однородными и неоднородными пористыми средами.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ И ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ

Численное моделирование проводилось при помощи программного пакета Comsol. Принципиальная схема рассматриваемой задачи представлена на рис.1.

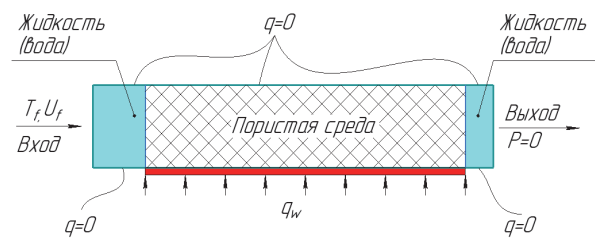


Рис. 1. Схема расчетной области.

Рассматривается двумерная стационарная задача. Через канал прямоугольной формы, заполненный однородной или неоднородной пористой средой с пористостью ϵ , течет охладитель с постоян-

ной и равномерной по сечению скоростью U_f на входе и постоянной температурой T_f , равной 20°C на входе. К нижней стенке пористого наполнителя подводится постоянный и равномерный тепловой поток q_w , равный 200 Вт/см^2 . На остальных стенках канала теплообмен отсутствует. Стенки каналов бесконечно тонкие. Рассматриваемый материал пористого наполнителя – медь. В качестве охладителя рассматривалась вода. Модель задачи – одно-температурная, силы гравитации не учитывались, свойства охладителя (воды) и пористого наполнителя (меди) брались из встроенной библиотеки Comsol. Геометрические размеры рассматриваемых каналов и пористость ϵ наполнителя рассматривались согласно рис.2.

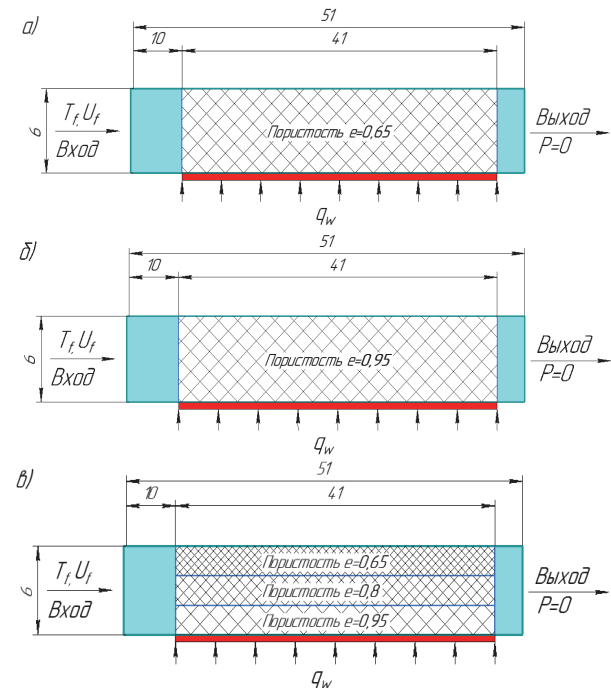


Рис. 2. Схемы рассматриваемых моделей: а),б) – каналы с однородным пористым наполнителем пористостью 0,65 и 0,95 соответственно; в) – канал с неоднородным пористым наполнителем с различной пористостью (0,95-0,8-0,65). Размеры указаны в мм.

Скорость воды на входе в канал варьировалась в пределах от 0,05 до 0,3 м/с. Условная ширина канала принималась равной 20 мм.

Для совместного решения уравнений гидравлики и теплообмена использовались встроенные в программу Comsol решатели. Решатель для совместного течения в пористой среде и свободном

объеме «Free and Porous Media Flow» с добавленным доменом «Porous medium», где для течения в пористой среде используются уравнения Бринкмана, а для течения в свободном пространстве уравнения Навье-Стокса. Решатель «Heat Transfer in Solids and Fluids» с добавленным доменом «Porous medium» использовался для учета теплопереноса по воде и пористой среде.

Главной задачей исследования было получение температурных полей, полей скоростей и давлений в рассматриваемых каналах, а также определение максимальных температур и давлений для предварительной оценки эффективности применения тех или иных пористых сред.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

В результате совместного решения уравнений гидродинамики и теплообмена были получены картины распределения температур, давлений и скоростей в рассматриваемых каналах. На основании полученных данных были построены графики зависимости максимальных температур (рис.3) и перепадов давлений (рис.4) от скорости охладителя на входе в канал.

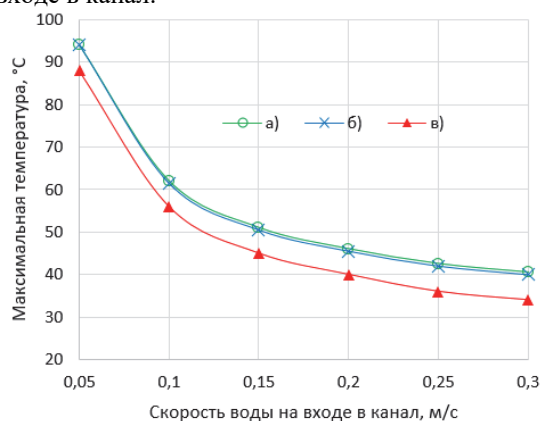


Рис. 3. График максимальных температур от скорости воды на входе для каналов а,б,в.

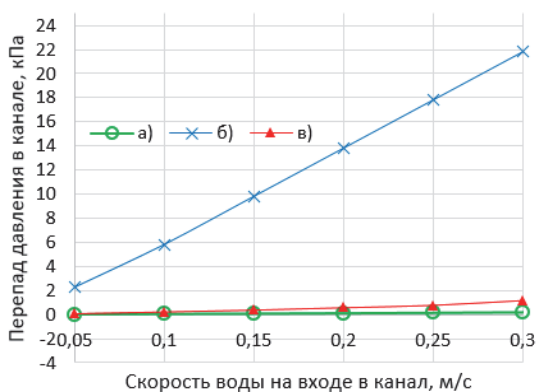


Рис. 4. График перепадов давлений от скорости воды на входе для каналов а,б,в.

Из графика максимальных температур от скорости воды на входе в канал (рис.3) видно, что каналы с однородной пористостью «а» и «б» показывают идентичные значения в рассматриваемом диапазоне скоростей охладителя на входе в канал, при этом канал с градиентной пористостью показывает

более низкие температуры. Из рисунка 4 видно, что канал «б» с пористостью 0,65 дает значительно превосходящий каналы «а» и «в» перепад давления, что может повлечь за собой дополнительные затраты энергии на перекачку теплоносителя при использовании такого канала при охлаждении компактных поверхностей. Каналы «а» и «в» показывают сравнительно схожие показатели перепадов давлений при небольших скоростях охладителя на входе и почти на всём рассматриваемом диапазоне не превосходят значение 1 кПа. Таким образом, из графиков на рисунках 3,4 видно, что наиболее предпочтительными для охлаждения представляются каналы «а» и «в», при этом канал «в» может обеспечить меньшие температуры охлаждаемой поверхности при незначительных предполагаемых энергетических затратах на перекачку.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученные в настоящей работе данные позволяют сделать вывод, что применение неоднородных пористых сред может стать эффективным способом интенсификации теплообмена без существенных энергетических затрат.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Романов, Г. А.** Анализ тенденции роста вычислительных мощностей суперкомпьютеров / Г. А. Романов, Е. А. Кулешова // Информационные технологии в управлении, автоматизации и мехатронике : Сборник научных статей 4-й Международной научно-технической конференции, Курск, 29 апреля 2022 года / Отв. редактор М.С. Разумов. – Курск: Юго-Западный государственный университет, 2022. – С. 177-179..
2. **Архаров И. А., Махотин И. Д.** Сравнительный анализ способов охлаждения серверов вычислительных центров и банков данных. Часть 1. Схемотехнические решения и их особенности. // Вестник Международной академии холода. 2022. № 3. С. 21–26.
3. **Коновалов, Д. А.** Моделирование процессов тепло-массопереноса в микроканальных теплообменниках систем управления космической техники / Д. А. Коновалов, Н. Н. Кожухов, И. Г. Дроздов // Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета им. академика М.Ф. Решетнева. – 2016. – Т. 17, № 1. – С. 137-146.
4. **Tu-Chieh Hung, Yu-Xian Huang, Wei-Mon Yan,** Thermal performance analysis of porous-microchannel heat sinks with different configuration designs, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 66, 2013, Pages 235-243, ISSN 0017-9310.
5. **Po-Hsiang Tseng, Kuo-Teng Tsai, An-Li Chen, Chi-Chuan Wang,** Performance of novel liquid-cooled porous heat sink via 3-D laser additive manufacturing, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 137, 2019, Pages 558-564, ISSN 0017-9310.
6. **G. Zaragoza, R. Goodall,** Metal foams with graded pore size for heat transfer applications, Adv. Eng. Mater. 15 (3) (2013) 123–128.
7. **Marcello Iasiello, Nicola Bianco, Wilson K.S. Chiu, Vincenzo Naso,** The effects of variable porosity and cell size on the thermal performance of functionally-graded foams, International Journal of Thermal Sciences, Volume 160, 2021, 106696, ISSN 1290-0729.

ГИДРОДИНАМИКА ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ В ПУЧКЕ ТВЭЛОВ ТЕПЛОВЫДЕЛЯЮЩЕЙ СБОРКИ РЕАКТОРА РИТМ МОДЕРНИЗИРОВАННОГО ПЛАВУЧЕГО ЭНЕРГБЛОКА

ВВЕДЕНИЕ

На текущий момент идет завершающий этап разработки Российской Госкорпорацией «Росатом» модернизированного плавучего энергоблока, предназначенного для обеспечения электроэнергией удаленных территорий, а также районов с децентрализованным энергоснабжением [1]. Для данного объекта разработан реактор РИТМ-200С.

Одним из основных узлов реактора РИТМ-200С является активная зона, к которой предъявляются повышенные требования по ресурсу, энергоресурсу, надежности и безопасности. В новой активной зоне применены ТВС с увеличенной высотой активной части для повышения продолжительности компании, а также твэлы с увеличенной толщиной оболочки из коррозионностойкого сплава [2]. Новые технические решения требуют проведения экспериментального и расчетного обоснования. Одним из этапов обоснования конструкции активной зоны является экспериментальное исследование гидродинамики теплоносителя в пучке твэлов отдельной ТВС. Достоверные знания о гидродинамике теплоносителя позволят повысить точность результатов теплогидравлического расчета активных зон при обосновании их надежности [3].

1. ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ СТЕНД И МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Течение водяного теплоносителя в твэльном пучке ТВС моделировалось воздушной рабочей средой исследовательского стенда с использованием теории гидродинамического подобия. Исследовательская установка представляет собой разомкнутый контур, в который входят система нагнетания воздушного потока и экспериментальная модель с системой измерения.

Экспериментальная модель выполнена в виде прозрачного канала шестигранной формы, корпус которого имитирует чехол штатной ТВС. Пучок стержней модели повторяет геометрию фрагмента твэльного пучка штатной ТВС и состоит из имитаторов твэлов и стержней выгорающего поглотителя. В пучке стержней, последовательно установленных три имитатора дистанционирующих решеток. Дистанционирующие решетки состоят из отдельных пластин разной толщины и профиля, закрепленных между внешней и внутренней обечайками. Имитатор центрального вытеснителя с обтекателем крепится во внутренних обечайках решеток. Шаг постановки имитаторов решеток в модели соответствует их штатному расположению, увеличенному

согласно масштабному коэффициенту. Имитаторы дистанционирующих решеток соединены шестью уголками жесткости, повторяющих геометрию элемента конструкции штатной ТВС. Все элементы модели увеличены относительно натурального объекта в 5,79 раза.

Гидродинамические характеристики потока, движущегося в твэльном пучке ТВС, изучались пневмометрическим методом. Аксиальную скорость потока измеряли с помощью пневмометрических трубок Пито, а тангенциальные скорости измерялись пятиканальным пневмометрическим датчиком, с погрешностью, не превышающей 7%.

Область проведения измерений, занимает треть часть поперечного сечения модели. Скорость потока определялась по всей области измерения, согласно равномерному полю расположения точек замеров. По длине пучка стержней модели замеры проводились в десяти сечениях за имитатором дистанционирующей решетки.

Оценка общей структуры потока и определение области распространения его неоднородности по длине твэльного пучка проводились на основе картограмм безразмерной аксиальной и тангенциальной скорости. Безразмерные скорости получены нормированием значения в точке на скорость потока на входе в модель, составляющую 36,2 м/с, соответствующее данной скорости значение критерия Рейнольдса 88000.

Структуру потока определяли в зоне автоматичности, что делает возможным использовать опытные данные для изучения течения водяного теплоносителя. Начало зоны автомодельного движения воздушного потока фиксируется при величине критерия Рейнольдса 35000.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

За решеткой, в поле регулярных ячеек, фиксируется образование поперечных потоков на расстоянии менее $L/d_r \approx 1$ от пластин, величина безразмерной тангенциальной скорости в области данных течений 0,08-0,22. Поперечные потоки сконцентрированы за пластинами и ребрами жесткости решетки, при этом за ребрами жесткости безразмерные тангенциальные скорости максимальны и имеют величину 0,17-0,22, а за пластинами их величина в 2 раза меньше, что обусловлено меньшей толщиной и шириной пластин. Поперечные потоки в области регулярных ячеек сохраняют свою структуру вплоть до расстояния $L/d_r \approx 3,1$ от пластин, далее, фиксируются низкоинтенсивные поперечные течения между регулярными ячейками (рис. 1).

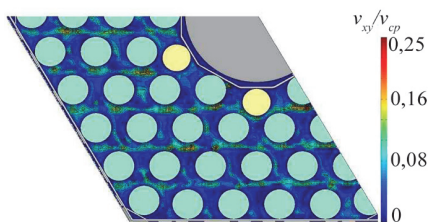


Рис. 1. Безразмерная тангенциальная скорость потока

У чехла ТВС и около уголков жесткости, где пластины отсутствуют, поперечные потоки ориентированы из регулярных ячеек на периферию, величина безразмерной тангенциальной скорости в них 0,08-0,13. У граней чехла ТВС, где пластины пересекаются в ячейках, поперечные потоки имеют обратную направленность, а безразмерная тангенциальная скорость составила 0,11-0,14. Данные процессы начинаются на расстоянии менее $L/dr \approx 1$ от пластин решетки и заканчивается на расстоянии $L/dr \approx 7,5$ и $L/dr \approx 5$ для случаев с отсутствием пластин и их пересечением в ячейках соответственно.

Возле центрального вытеснителя на расстоянии $L/dr \approx 1,7$ от пластин решетки поперечные потоки направлены вдоль его поверхности по кругу, а также в направлении регулярных ячеек. Поперечные потоки фиксируются на протяжении всей области измерения, а величина безразмерной тангенциальной скорости составляет 0,13-0,16. Величина безразмерной тангенциальной скорости в поперечном потоке, направленном в поле регулярных ячеек составляет 0,11-0,13 на расстоянии $L/dr \approx 1,7$ от пластин.

Аксиальный поток приобретает значительную неоднородность, обусловленную сложной геометрией твэльного пучка и конструкцией дистанционирующей решетки (рис. 2).

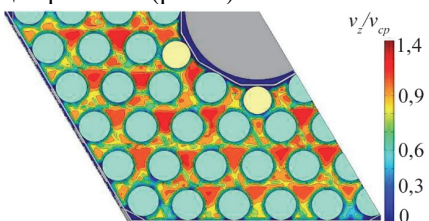


Рис. 2. Безразмерная аксиальная скорость потока

В регулярных ячейках, без пластин решетки в центре, структура аксиальной скорости однородна, величина безразмерной скорости составила 1,1-1,2 на расстоянии менее $L/dr \approx 1$ от пластин и 0,9-1,1 на расстоянии $L/dr \approx 10$. В регулярных ячейках с пересечением пластин в центре аксиальный поток неоднороден, безразмерная скорость составила 0,5-0,9. Выравнивание структуры аксиального потока в регулярных ячейках происходит на расстоянии $L/dr \approx 10$ от пластин, безразмерная скорость потока на данном расстоянии составляет 1-1,1.

В области одного ряда твэлов у поверхности чехла ТВС скорость движения аксиального потока ниже чем в регулярных ячейках, величина безразмерной скорости потока на расстоянии менее $L/dr \approx 1$ от пластин 0,3-0,9, а на расстоянии $L/dr \approx 10$ - 0,5-1.

Столь значительный диапазон скорости обусловлен частичным торможением потока у чехла ТВС и наличием двух типов перекрытия проходного сечения периферийных ячеек пластинами.

Наименьшая скорость движения аксиального потока фиксируется в угловых ячейках, проходное сечение которых перекрыто пластинами, безразмерная скорость в них на расстоянии $L/dr \approx 1$ от пластин 0,3-0,6, а на расстоянии $L/dr \approx 10$ - 0,4-0,7.

Скорость движения аксиального потока возле центрального вытеснителя выше чем на периферии, у чехла ТВС, а ее безразмерная величина на расстояниях $L/dr \approx 1$ и $L/dr \approx 10$ от пластин решетки составляет 0,8-1,1 и 0,75-0,9 соответственно. На структуру аксиального потока в области центрального вытеснителя схема расположения пластин решетки не оказывает значительного влияния, что подтверждается небольшими диапазонами безразмерной скорости. Определяющее влияние на аксиальный поток у центрального вытеснителя оказывают поперечные течения, направленные из области вытеснителя.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В твэльном пучке ТВС аксиальный поток имеет значительную неоднородность, обусловленную сложной геометрией твэльного пучка и дистанционирующих решеток, наличием чехла ТВС, центрального вытеснителя и уголков жесткости. Выявленные особенности течения аксиального потока необходимо учитывать при обосновании теплотехнической надежности с использованием теплогидравлического кода «КАНАЛ». Необходимо модернизировать методику теплогидравлического расчета в коде «КАНАЛ» за счет увеличения числа типов расчетных ячеек и учета неоднородности расхода потока по областям твэльного пучка и типам ячеек.

Работа выполнена в рамках государственного задания в сфере научной деятельности (тема № FSWE-2024-0003).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Петрунин В.В., Шешина Н.В., Фатеев С.А. и др. Научно-технические аспекты создания инновационной реакторной установки РИТМ-200Н для АСММ // Атомная энергия. 2023. Т. 134. № 1-2. С. 3–10.
2. Романов А.И., Папотин В.Ю., Тутуркин М.Ю. Разработка активных зон для АСММ и ПЭБ. Текущее состояние и направления развития // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Материаловедение и новые материалы. 2023. № 5. С. 86–111.
3. Дмитриев С.М., Баринов А.А., Самойлов О.Б и др. Методы обоснования теплотехнической надежности активной зоны тепловых водо-водяных реакторов // Атомная энергия. 2016. Т. 120. № 5. С. 270–275.

ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОВЫХ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ НА ПОГРАНИЧНЫЙ СЛОЙ ПРИ УМЕРЕННОМ И СИЛЬНОМ УСКОРЕНИИ ОСНОВНОГО ПОТОКА

ВВЕДЕНИЕ

Ускорение потока встречается в различных технических системах. В работе [1] показано, что применение сужающегося канала в испарителе холодильника позволяет увеличить коэффициент теплоотдачи и тем самым уменьшить размеры этого испарителя. В работах [2, 3] показано, что отрицательный градиент давления приводит к уменьшению коэффициента восстановления и, как следствие, к повышению эффективности газодинамической температурной стратификации.

Кейс [4] показал, что при значениях параметра ускорения $K > 3.55 \times 10^{-6}$ турбулентность полностью подавляется, и течение становится ламинарным. Это также подтверждается современными экспериментами, результаты которых представлены в работе [5]. При меньших значениях параметра ускорения течение остаётся турбулентным, хотя и со сниженным уровнем турбулентности. В работе [6] мы показали, что в пограничном слое на нагретой поверхности в присутствии даже слабого отрицательного градиента давления ($K = 4 \times 10^{-7}$) возникает эффект прострела продольной скорости, который, создавая дополнительное ускорение, подавляет турбулентность вблизи стенки. При этом профиль скорости состоит из ламинарной пристенной части и внешней турбулентной части, переходящей в основное течение. В таких условиях при изменении параметра ускорения и перепада температур между стенкой и основным потоком коэффициент трения и тепловое число Стантона изменяются от значений ламинарного течения до значений турбулентного потока.

Как известно [7], в безградиентном потоке тип тепловых граничных условий не влияет на коэффициент трения. В настоящей работе приведены результаты численного моделирования течений с умеренным ($K = 2.76 \times 10^{-6}$) и сильным ($K = 6 \times 10^{-6}$) продольным отрицательным градиентом давления при постоянной температуре стенки или при постоянном тепловом потоке через стенку.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

1.1. Умеренный градиент давления

Рассматривалось течение воздуха в плоском сужающемся канале с горячей относительно потока нижней стенкой. Канал, представленный на рис. 1, имеет следующие геометрические параметры, соответствующие эксперименту [8]: длина канала $L = 1.820$ м, ширина $b = 0.150$ м, высота входного сечения конфузора $h_0 = 0.105$ м, угол наклона верхней стенки канала $\varphi = 2.5^\circ$. К нижней теплообменной

стенки подводился различный постоянный по длине канала тепловой поток $q_w = 1000, 3000, 6000$ Вт/м², или задавалась постоянная температура стенки $T_w = 382, 632, 1251$ К. Параметр ускорения $K = \text{tg}(\varphi)/\text{Re}_0 = 2.76 \times 10^{-6}$ при входном числе Рейнольдса $\text{Re}_0 = U_0 h_0 / \nu = 1.58 \times 10^4$, где U_0 – скорость на входе в канал и ν – кинематическая вязкость. Обработка и анализ полученных данных были сосредоточены на пограничном слое, развивающемся над нижней поверхностью канала. Все безразмерные величины были отнесены к скорости основного потока, взятой на середине текущей высоты канала и обозначенной индексом $h/2$. Температура набегающего потока T_0 задавалась равной 293.15 К. Все представленные в статье данные относятся к осевой плоскости канала при $z = 0$.

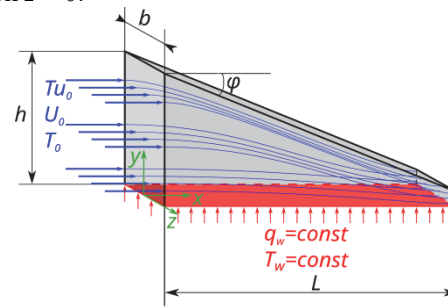


Рис. 1. Схема течения при умеренном ускорении потока.

Моделирование проводилось на основе RANS подхода в пакете OpenFOAM с применением решателя rhoPimpleFoam. Уравнения Навье-Стокса были дополнены $k-\omega$ SST моделью турбулентности. Исходя из интенсивности турбулентности 2%, на входе в канал задавались кинетическая энергия турбулентности k_t , диссипация турбулентности ϵ и скорость диссипации турбулентной энергии ω .

1.2. Сильный градиент давления

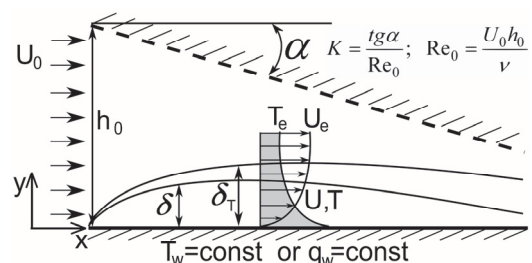


Рис. 2. Схема течения при сильном ускорении потока.

Исследовалось течение воздуха в области нижнего пограничного слоя плоского сужающегося канала, в котором параметр ускорения K сохраняет постоянное значение по всей длине канала (рис. 2). На нижней стенке задавалась постоянная температура 200 К или постоянный тепловой поток 1100 Вт/м². Предполагалось, что верхняя наклонная

стенка канала располагается достаточно далеко от нижней поверхности канала, так что $h_0 \gg \delta$. Рассматривался ускоренный поток воздуха при температуре 200 К и атмосферном давлении.

Рассматриваемое течение хорошо описывается параболизированными двумерными уравнениями движения и неразрывности для случая стационарного ламинарного несжимаемого пограничного слоя.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

2.1. Умеренный градиент давления

На рис. 3 представлены зависимости коэффициента трения от безразмерной длины сужающегося канала при постоянном тепловом потоке через стенку (линии 1 – 3) и при постоянной температуре стенки (линии 4 – 6). Во всех рассмотренных случаях течения коэффициент трения убывает до середины канала. Далее ($x/L > 0.5$) при относительно малом перепаде температур между нижней стенкой и основным течением (линия 4) и при незначительном тепловом потоке через стенку (линия 1) коэффициент трения остаётся практически постоянным. В случаях течения при $q_w = 3$ и 6 кВт/м² коэффициент трения увеличивается при $x/L > 0.5$. В условиях постоянной температуры стенки при $T_w = 628$ К коэффициент трения практически не изменяется по длине канала. При $T_w = 1251$ К и $x/L > 0.5$ увеличивается.

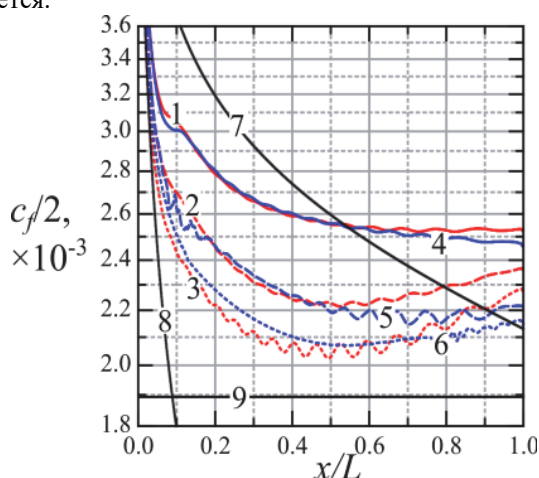


Рис. 3. Коэффициент трения в умеренно ускоренном пограничном слое при q_w [кВт/м²] = 1, 3, 6 (линии 1 – 3) или при T_w [К] = 382, 628, 1251 (линии 4 – 6); 7 – $c_f = 0.059Re_x^{-0.5}$ [7], 8 – $c_f = 0.664Re_x^{-0.5}$ [7], 9 – $c_f = 2.28K^{0.5}$ [9].

В целом коэффициент трения снижается с увеличением теплового потока и температуры стенки. При максимальном из рассмотренных значений температур коэффициент трения достаточно близок к зависимости коэффициента трения для ламинарного асимптотического пограничного слоя в изотермических условиях (линия 9) [9].

2.2. Сильный градиент давления

На рис. 4 представлено сравнение зависимостей коэффициента трения при двух типах тепловых граничных условий. В рассматриваемом диапазоне чисел Рейнольдса коэффициент трения в ускорен-

ном пограничном слое с постоянной тепловой нагрузкой не превосходит данный параметр в течении около стенки с постоянной температурой. Значения близки друг к другу при $Re_x = 1.1 \times 10^5$, где совпадают значения температурных факторов для течений с различными тепловыми граничными условиями.

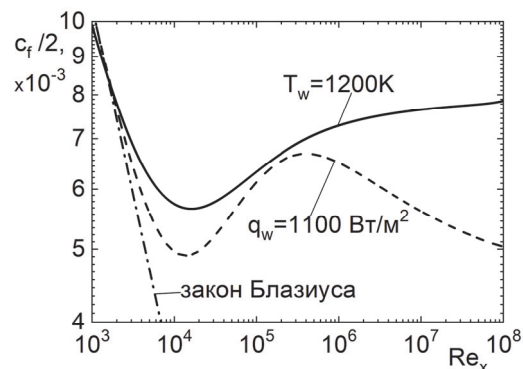


Рис. 4. Коэффициент трения в сильно ускоренном пограничном слое.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 23-29-00210, <https://rscf.ru/project/23-29-00210/>

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. P.J. Waltrich, J.R. Barbosa Jr., C.J.L. Hermes, C. Melo Air-side heat transfer and pressure drop characteristics of accelerated flow evaporators // International Journal of Refrigeration. 2011. V. 34. P. 484–497.
2. М.С. Макаров, С.Н. Макарова Эффективность энергоразделения при течении сжимаемого газа в плоском канале // Теплофизика и аэромеханика. 2013. Т. 20. № 6. С. 777–787.
3. A. Wortman, A.F. Mills, G. Soo Hoo The effect of mass transfer on recovery factors in laminar boundary layer flows // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1972. V. 15. № 3. P. 443–456.
4. W.M. Kays Convective Heat and Mass Transfer // McGraw-Hill, New York. 1966..
5. C. Bourassa, F.O. Thomas An experimental investigation of a highly accelerated turbulent boundary layer // Journal of Fluid Mechanics. 2009. V. 634. P. 359–404.
6. A.Yu. Sakhnov Local laminarization within the mild pressure gradient flow over the heated wall // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2021. V 165 (Part B). Paper No. 120698.
7. Schlichting H., Gersten K. Boundary Layer Theory // 8th ed. Springer: Berlin. –2003.
8. Р.Р. Шакиров, И.А. Давлетшин, Н.И. Михеев Кинематическая структура течений и теплоотдача в плоских диффузорном и конфузорном каналах // Теплофизика и аэромеханика. 2022. Т. 29. № 5. С. 799–805.
9. Volchkov E.P., Makarov M.S., Sakhnov A.Yu. Boundary layer with asymptotic favourable pressure gradient // Int. J. Heat and Mass Transfer. 2010. V. 53. P. 2837–2843.

ВЛИЯНИЕ КОНСТРУКЦИИ УСТРОЙСТВА ОТБОРА ПАРА НА ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ПОТОКА

ВВЕДЕНИЕ

Согласно общим техническим требованиям к системам химико-технологического мониторинга водно-химических режимов тепловых электростанций именно мониторинг отвечает за снижение повреждаемости поверхностей нагрева котла и увеличение надежности работы оборудования в целом. Так как система химико-технологического мониторинга качества воды и пара позволяет контролировать качественный состав рабочей среды, управлять дозированием корректирующих реагентов и прогнозировать поведение примесей по тракту энергоблока. Первостепенным средством повышения надежности работы систем мониторинга и получения достоверных результатов измерений является устройство отбора воды и пара, как на существующих энергоблоках, требующих модернизации, так и на вновь возводимых установках. Поддержание теплофизических параметров отбираемого потока на всем протяжении отбора позволит обеспечить получение надежной пробы с достоверными данными, что в свою очередь позволит более точно прогнозировать и контролировать процессы по тракту энергоблока. В рамках работы исследуется влияние конструкции устройства отбора пара на теплофизические параметры насыщенного пара. Рассмотрено три конструкции: новая конструкция; устройство отбора пара, применяемое в настоящее время на тепловых и атомных электростанциях Российской Федерации и устройство отбора пара, применяемое в настоящее время на тепловых электростанциях Соединенных Штатов Америки.

2. ИССЛЕДУЕМЫЕ КОНСТРУКЦИИ УОП

В настоящее время при проектировании систем химико-технологического мониторинга энергетические организации используют действующий руководящий документ по отбору проб воды и пара [1], нормирующий: места отбора, количество точек отбора и тип пробоотборного устройства.

Как известно, для котлов низкого, среднего и высокого давления нормы для контроля примесей по тракту различны, что подразумевает проектирование индивидуальных систем химико-технологического мониторинга для котлов различных уровней давлений. На основании стандартов и нормативных документов [1-2] формируются методические указания для оснащения паровых стационарных котлов устройствами для отбора проб воды и пара. Однако, конструкции устройств отбора пара, фигурирующие в стандартах идентичны и не меняются с 60х годов. Авторами было исследовано од-

нососковое устройство отбора пробы, применяемое в настоящее время на тепловых и атомных электростанциях для отбора насыщенного и перегретого пара, и доказано, что существующая конструкция устройств отбора не обеспечивают представительность пробы и, следовательно, достоверность и точность измерений [3]. В предлагаемой работе рассмотрено три конструкции:

Первая - новая конструкция устройства отбора насыщенного пара по [4]. На рис. 1 представлен эскиз новой конструкции устройства отбора насыщенного пара высокого давления.

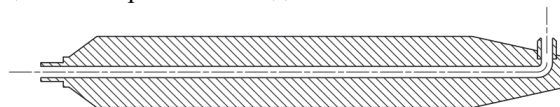


Рис. 1. Эскиз устройства отбора насыщенного пара новой конструкции

Основными конструкционными изменениями относительно аналогов являются: отбор производится с радиусом скругления поворота пробы на 90° ; теплоизоляционный корпус с увеличенным внешним диаметром корпуса до 38 мм.

Вторая - конструкция, применяемая в настоящее время на тепловых электростанциях согласно [6]. Конструкция устройства представлена на рис.2. Отбор пробы пара производится однососковым пробоотборным устройством, которое представляет собой пробоотборную трубку диаметром 6мм, в корпусе со втулкой. Наконечник вваривается в пробоотборную трубку на расстоянии 6мм от торцевой стороны устройства отбора пробы, из-за чего и образуется застойная зона. Корпус данного устройства отбора на первых 75мм длины имеет внешний диаметр 35 мм, на остальных 25 мм – 20мм.

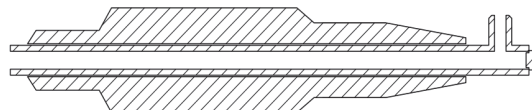


Рис. 2. Эскиз устройства отбора насыщенного пара, применяемого на тепловых и атомных электростанциях Российской Федерации

Устройство отбора, представленное на рис.2, применяется и на АЭС согласно [5] для отбора проб перегретого пара.

Третья – конструкция ближайшего зарубежного аналога: изокINETическое устройство отбора пара, соответствующее стандартам ASTM и EPRI [6]. Конструкция данного устройства представлена на рис.3. Данное устройство содержит пробоотборную трубку, втулку для сохранения параметров среды внутри устройства.

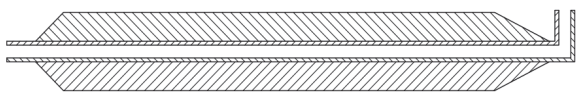


Рис. 3. Эскиз устройства отбора насыщенного пара, применяемого на тепловых электростанциях США

Устройство отбора применяется для отбора пара контура низкого, среднего и высокого давлений. Основным недостатком является наличие поворота в 90 градусов с отсутствием сглаживания угла, что способствует образованию застойных зон, где происходит скапливание грубодисперсных примесей и соединений магнетита – теряется представительность пробы). У зарубежного аналога данных о размере внешнего диаметра корпуса в открытом доступе не представлены.

Отмечены основные конструкционные различия: диаметр входного сечения новой конструкции совпадает с диаметром в устройстве отбора пробы, применяемом на тепловых электрических станциях США и равен 6мм, когда у отечественного аналога диаметр входного сечения на 1 мм меньше. А также

Таблица 1. Сравнение параметров отбираемого насыщенного пара в устройствах отбора

№	Устройство отбора пара	Относительная скорость	Относительная температура	Относительная плотность	Минимальная скорость, м/с	Критическая скорость срыва пленки влаги, м/с
1	Новая конструкция	1	0,9999	0,9999	11,8	11
2	Отечественный аналог	0,708	0,9983	0,9970	2,3	
3	Зарубежный аналог	0,875	-	-	4,5	

Получено, что распределение скорости равномерно по всей длине устройства отбора насыщенного пара новой конструкции: на входе скорость пара 12 м/с, далее по длине зонда не происходит значительных колебаний (отклонения не превышают 1%), на выходе проба имеет скорость равную на входе, т.е. разработанная конструкция позволяет обеспечить условие равенства скоростей – изокINETичность. Необходимо отметить, что скорость потока пара отклоняется на 30-55% от исходной при отборе аналогами. Данное отклонение возникает при повороте пробы на 90°. Отмечено, что скорость потока после прохождения поворота в аналогах не возвращается к исходной. Получено, что изменение плотности пара по длине устройства новой конструкции за 10см отбора составляет 0.02 кг/м³, в отечественном аналоге плотность снижается на 1.3кг/м³.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Новая конструкция позволяет обеспечить постоянство скорости с отклонениями менее 1%. В аналогах отклонение скорости пара от исходной составляет 30-50%, что достигается наличием скругления угла поворота на 90°;

2. Использование внешнего диаметра корпуса устройства равного 38мм позволяет обеспечить поддержание температуры и плотности по всей длине.

в новой конструкции устройства присутствует радиус скругления угла поворота на 90° равный 5.5мм. Далее проведено сравнение поведения потока по устройству новой конструкции и ближайших отечественных и зарубежных аналогов.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

Исследуемым объектом являлся насыщенный пар с параметрами: 16.2 МПа и 350°С. Исследуемое расстояние – 10 диаметров пробоотборной трубки (10d). На расстоянии 2d от входного сечения конструкция устройства имеет поворот на 90° и продолжает движение по горизонтальному участку – пробоотборной трубке. Поток насыщенного пара поступал во входное сечение УОП со скоростью 12 м/с. Были получены значения скорости, плотности и температуры в двух сечениях: до поворота и после поворота потока на 90°. Результаты расчета относительных параметров представлены в табл. 1

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. РД 24.032.01-91 Методические указания. Нормы качества питательной воды и пара, организация водно-химического режима и химического контроля паровых стационарных котлов-утилизаторов и энерго-технологических котлов.
2. ГОСТ 3619-89 Котлы паровые стационарные. Типы и основные параметры
3. О. В. Егошина, С. К. Звонарева. Оценка необходимости модернизации типовых изокINETических устройств для отбора проб воды и пара в системах химического контроля ТЭС и АЭС // Современные проблемы теплофизики и энергетики: материалы III международной конференции, Москва, 19–23 октября 2020 года. – Москва: Издательство "НИУ "МЭИ", 2020. С. 534–535.
4. Патент на полезную модель №225008 Российская Федерация. ИзокINETическое устройство отбора пара: №2024105708; опубл: 11.04.2024/ О. В. Егошина, С. К. Лукутина, А.О. Иванова, М.Д. Григорьев; патентообладатель Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Национальный исследовательский университет «МЭИ».
5. СТО ЦКТИ 011-2007. Устройства для отбора проб пара и воды атомных станций/ - Стандарт организации, Санкт-Петербург, 2007г.
6. Guidance on Design, Operation, Maintenance of Steam and Water Sample Conditioning Systems, EPRI, 2014.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СВОБОДНОЙ КОНВЕКЦИИ ВОЗДУХА ОКОЛО ОДИНОЧНОЙ ГОРИЗОНТАЛЬНОЙ ТРУБЫ С РАЗНОЙ ФОРМОЙ И КОЭФФИЦИЕНТОМ ОРЕБРЕНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

На промышленных предприятиях распространены аппараты воздушного охлаждения (АВО). Интерес к такому виду аппаратов вызван тем, что их построение и обслуживание существенно дешевле аппаратов на основе водного охлаждения. Достаточно часто производители АВО применяют в теплообменных секциях оребренные трубы, работающие в условиях свободной конвекции. АВО работающие в условиях свободно конвективного режима менее эффективны, чем работающие при вынужденно конвективном режиме. Увеличение площади теплоотдающей поверхности является широко используемым методом интенсификации теплообмена. Одним из таких способов является оребрение теплоотдающей поверхности.

В работе представлено параметрическое исследование свободной конвекции воздуха около одиночной горизонтальной трубы с разной формой и коэффициентом оребрения, нацеленное на интенсификацию и повышение эффективности теплоотдачи.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

1.1. Геометрия расчетной области

На рис. 1а изображена геометрия расчетной области, включающая часть несущей трубы (ее диаметр задан равным $d_0 = 26,4$ мм), на которой расположено одно ребро эллиптической формы. Толщина ребра задана постоянной $\Delta = 0,55$ мм.

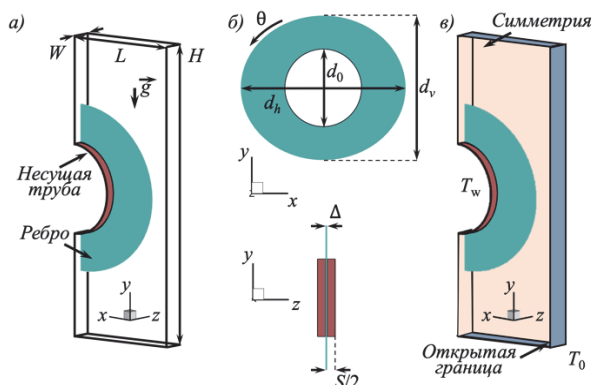


Рис. 1. а) Геометрия расчетной области, б) вид оребренной трубы, в) обозначение граничных условий

Горизонтальная ось ребра фиксировалась $d_h = 56,8$ мм (рис. 1б), а вертикальная ось d_v была задана равной 41,6, 49,2 и 56,8 мм. Высота ребра вдоль горизонтальной и вертикальной оси равны $h_h = 0,5(d_h - d_0)$ и $h_v = 0,5(d_v - d_0)$. Отношение этих

величин $k_F = h_v / h_h$, задано равным 0,5, 0,75 и 1 (что соответствует ребру круглой формы).

Расстояние между ребрами, S , варьировалось от $S_{min} = 2,43$ мм до 14,58 мм (таблица 1). Для удобства представления результатов введено обозначение $k_S = S / S_{min}$, которое в расчетах изменялось от 1 до 6. В таблице 1 приведены значения коэффициента оребрения $\phi = 1 + 2h / (Sd_0) \cdot (d_0 + h_h + \Delta)$. Отметим, что постановка задачи при $k_S = 1$ и $k_F = 1$ соответствует условиям эксперимента [1].

Таблица 1. Значения S , k_S и ϕ

№	1	2	3	4	5	6	7
S , мм	2,43	3,645	4,86	6,075	7,29	9,72	14,58
k_S	1	1,5	2	2,5	3	4	6
ϕ	21	14,3	11	9	7,6	6	4,3

Высота расчетной области составляет $H = 5 d_h$, толщина $W = S$, ее длина L варьировалась $1,5 d_h$ и $L = 4,5 d_h$. Расчеты показывают, что увеличение расстояния до боковой границы в 3 раза слабо влияет на течение и теплообмен.

1.2. Граничные условия и параметры сред

Использовались полиномиальные зависимости для определения вязкости, коэффициента теплопроводности и удельной теплоемкости в зависимости от температуры на основе данных из [2]. Плотность рассчитывалась в соответствии с уравнением Менделеева-Клапейрона.

На рис. 1в указаны типы используемых граничных условий. На внешних (открытых) границах задается температура воздуха $T_0 = 295$ К. Температура на поверхности несущей трубы T_w варьировалась от 315 К до 506 К. На остальных границах расчетной области задавалось условие симметрии.

Безразмерным числом подобия, с помощью которого определяется течение и теплообмен в области движения воздуха, является число Грасгофа $Gr = g \beta d_0 \Delta T / \nu^2$, здесь $\beta = 1 / T_0$ — коэффициент объемного расширения, K^{-1} ; $\Delta T = T_w - T_0$ — перепад температуры, К. Для заданных перепадов температуры ΔT число Грасгофа, Gr , составляет $(0,49...5,24) \cdot 10^5$. Указанные значения Gr относятся к ламинарному режиму течения.

Заданы следующие параметры алюминиевой трубы: плотность $\rho = 2719$ кг/м³, коэффициент теплопроводности $\lambda = 202,4$ Вт/м·К и удельная теплоемкость $C_p = 871$ Дж/кг·К.

1.3. Математическая модель и вычислительные аспекты

Моделирование свободной конвекции воздуха около нагретой оребренной трубы осуществлялось на основе решения стационарных уравнений Навье-Стокса, дополненных уравнением энергии. Перенос тепла через толстостенное алюминиевое ребро описывалось уравнением теплопроводности.

В расчетах использовались многоблочные расчетные сетки, состоящие из призматических ячеек, построенные в программном пакете IСЕМ CFD 22.1. Число ячеек в расчетных сетках составило 30 и 200 тыс. По результатам исследования сеточной чувствительности решения было обнаружено, что решения, полученные на расчетных сетках 30 и 200 тыс. ячеек, мало отличаются: значения теплосъема с поверхности трубы, проведенные для максимального значения Gr, различаются менее чем на 2%.

Расчеты проводились в пакете ANSYS Fluent 22.1. Уравнения аппроксимировались со вторым порядком пространственной дискретизации.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Для всех вариантов расчета под действием сил плавучести реализуется подъемное вертикальное течение воздуха с формированием теплового факела над поверхностью трубы. На рис. 2б изображены распределения скорости, полученные в расчетах с различным межреберным расстоянием при фиксированном значении $Gr = 5,24 \cdot 10^5$.

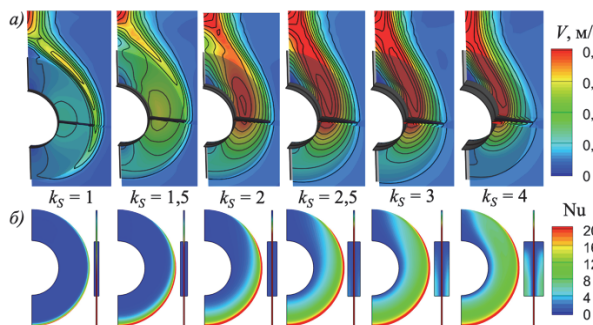


Рис. 2. Распределения а) скорости в межреберном пространстве и б) числа Nu на ребре для разных значений k_S

Полученные в расчетах данные по осредненному по поверхности оребренной трубы значению числа Нуссельта $\langle Nu \rangle = q_w d_0 / \lambda \Delta T$ при $k_S = 1$ и $k_F = 1$, сопоставлялись с данными из эксперимента [1]. Расчетные данные показывают, что с увеличением значений Gr от $0,49 \cdot 10^5$ до $5,24 \cdot 10^5$ значения $\langle Nu \rangle$ возрастают в два раза – от 0,62 до 1,25. В этом диапазоне значений Gr данные расчетов оказались выше экспериментальных значений не более чем на 13%. Получено, что корреляционные зависимости для $\langle Nu \rangle$ от Gr, построенные по данным расчетов и эксперимента [1]: $\langle Nu \rangle = 0,024Gr^{0,31}$ и $\langle Nu \rangle = =0,022Gr^{0,3}$, хорошо согласуются между собой.

С увеличением величины k_S в межреберное пространство проникает большее количество воздушной среды, при этом значения скорости существенно возрастают (рис. 2а).

На рис. 2б изображены распределения Nu по поверхности ребра и несущей трубы, полученные в расчетах с разными значениями величины S . Распределение Nu вдоль радиального направления ребра для варианта $Gr = 5,24 \cdot 10^5$ при $\theta = 180^\circ$ показано на рис. 3а (направление окружной координаты θ см. на рис. 1б). Осредненные по поверхности трубы значения $\langle Nu \rangle$, полученные для двух значений Gr равных $2,04 \cdot 10^5$ и $5,24 \cdot 10^5$, показаны на рис. 3б.

На нижнюю часть ребра равномерно натекает холодный поток воздуха, в силу чего в этой области наблюдается локальный максимум Nu (рис. 2б). По мере увеличения межреберного расстояния теплосъем с ребра увеличивается и область эффективной теплоотдачи расширяется. По данным расчетов определено оптимальное значение $k_S = 2,5$, соответствующее межреберному расстоянию $S = 6,075$ мм, при котором величина $\langle Nu \rangle / k_S$ максимальна в рассмотренном диапазоне изменения числа Gr.

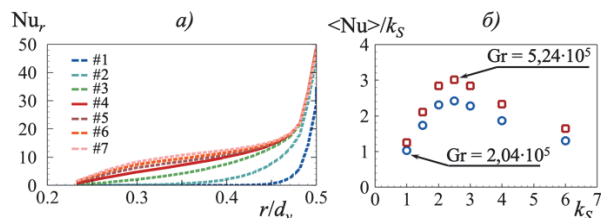


Рис. 3 а) Распределение Nu_r вдоль радиального направления ребра при $\theta = 180^\circ$, б) значения $\langle Nu \rangle$, отнесенные к k_S , для вариантов с разными k_S

По результатам параметрического исследования выявлено, что изменение формы ребра от круговой ($k_F = 1$) до эллиптической ($k_F = 0,75$ и $k_F = 0,5$) оказывает значительное влияние на теплоотдачу, так как изменяется эффективная площадь ребра, отдающая наибольшее количество тепла. Для наименьшего межреберного расстояния ($k_F = 1$) с уменьшением k_F значения $\langle Nu \rangle$ увеличиваются на 25%.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведено исследование течения и теплообмена около горизонтальной оребренной трубы с разной формой и коэффициентом оребрения. Показано согласие полученных в расчетах данных с доступными из литературы данными эксперимента. По данным расчетов получены оптимальные значения межреберного расстояния и формы ребра, при которых достигаются максимальные значения осредненного по поверхности трубы значения Nu.

Исследование выполнено при поддержке гранта РФФ № 24-49-10003.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Маршалова Г.С. Тепловой расчет и проектирование аппаратов воздушного охлаждения с вытяжной шахтой // дисс. ... канд. техн. наук: 01.04.14. 2019. 153 с.
2. Свободноконвективные течения, тепло- и массообмен: В 2-х книгах, кн.2: Пер. с англ. / Гебхарт. Б., Джалурья Й., Махаджан Р.Л., Саммакия Б. М.: Мир. 1991. 528 с.

ЛОКАЛЬНЫЙ ТЕПЛОБМЕН В КОЛЬЦЕВОМ КАНАЛЕ С ВРАЩАЮЩЕЙСЯ ВНУТРЕННЕЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

ВВЕДЕНИЕ

В различных областях промышленности широко используются теплообменники, в которых жидкость или газ движется в кольцевом пространстве, образованном двумя коаксиально расположенными цилиндрами (турбокомпрессорные установки, насосы, электродвигатели и генераторы) [1].

В литературе наиболее распространены исследования, касающиеся развития осевого течения и теплообмена в концентрическом кольце внутри корпуса, включающего вращающийся цилиндр и гладкую внешнюю цилиндрическую стенку [2,3]. В то же время на данный момент, отсутствуют сведения о теплообмене в кольцевом зазоре с вращающимся цилиндром при наличии внешнего контура в виде ряда трубок. В данной работе представлены результаты численного моделирования теплообмена в кольцевом зазоре между внутренней вращающейся поверхностью и внешней поверхностью теплообмена в виде осевого массива трубок.

1. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

В данном исследовании рассмотрена задача течения газа в непроницаемых гладких границах кольцевой области при наличии осевого и окружного вынужденного движения, обусловленные вращением внутреннего цилиндра и естественной конвекцией (рис.1).

Численно исследуется течение и теплообмен при обтекании воздухом неограниченного нагретого вращающегося кругового цилиндра, расположенного внутри цилиндра большего диаметра, около поверхности которого расположены трубки. Диаметр внутреннего цилиндра D_0 принимался равным 299, 339, 379, 419 мм. Диаметр внешнего цилиндра $D_1=540$ мм, по периметру которого расположен ряд из 36 трубок с диаметром $D_2=12$ мм. Расстояние от трубок до стенки внешнего цилиндра $1,5 \cdot D_2$. Скорости вращения внутреннего цилиндра (n) задавались $-0, 2,5, 5, 10$ об/мин. Движение воздуха и теплообмен в воздушном зазоре описывались уравнениями Навье - Стокса и Фурье-Кирхгофа в условиях свободной конвекции (ускорение свободного падения направлено вниз кольцевого зазора $g_y = -9,81 \text{ м/с}^2$). Граничные условия: температура на поверхности внутреннего цилиндра $t_{\text{max}}=110 \text{ }^\circ\text{C}$, а на поверхности трубок $t_{\text{min}}=95 \text{ }^\circ\text{C}$, стенка внешнего цилиндра - адиабатная, скорость жидкости на поверхности внешней стенки и трубок принималась $v_w=0$, модуль касательной скорости на поверхности внутреннего цилиндра $v_w=\pi D_0 n$.

Численное решение системы уравнений выполнено методом конечных объемов на ортогональной сетке ($1,1 \cdot 10^5$ элементов).

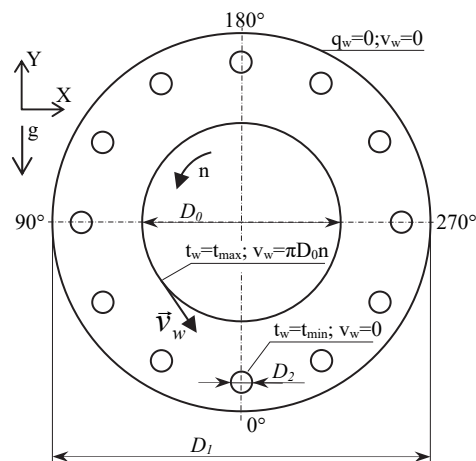


Рис. 1. Геометрия расчетной области.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

На рис. 2,3 приведены контуры температур и линии тока для неподвижного и вращающегося цилиндра для различных его диаметров. Видно, что с увеличением зазора проявление естественной конвекции более выражено с образованием застойной зоны в области $170^\circ-180^\circ$.

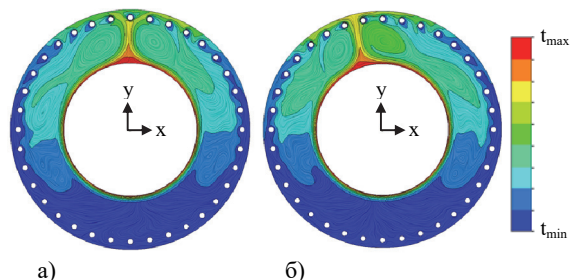


Рис. 2. Поля температур и линии тока в канале при $D_0=299$ мм: а) $n=0$ об/мин; б) $n=5$ об/мин.

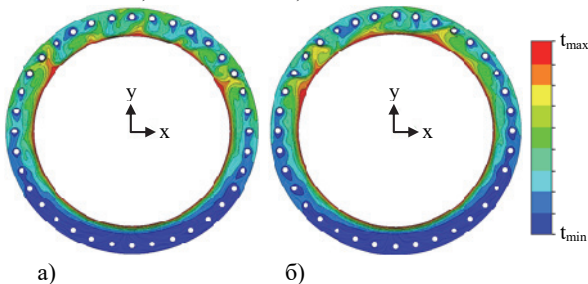


Рис. 3. Поля температур и линии тока в канале при $D_0=419$ мм: а) $n=0$ об/мин; б) $n=5$ об/мин.

При минимальном зазоре температурное поле распределяется более однородно по поверхности в диапазоне $90^\circ-270^\circ$. При наложении вращения на

внутреннюю поверхность происходит смещение застойных зон в направлении вращения без существенного выравнивания температурных полей.

Распределение критериев Nu по поверхности внутреннего цилиндра приведено на рис. 4 и 5. Видно, что для максимального зазора влияние частоты вращения оказывает меньший эффект на распределения интенсивность теплообмена по поверхности с устойчивой зоной минимума в области $140^\circ\text{--}180^\circ$. В тоже время, для минимального зазора характерно более хаотичное распределение интенсивности теплообмена по поверхности с наличием выраженных локальных флуктуаций в области $90^\circ\text{--}200^\circ$. При увеличении частоты до 10 об/мин наблюдается выравнивание интенсивности теплообмена с выраженным локальным минимумом в области $90^\circ\text{--}100^\circ$.

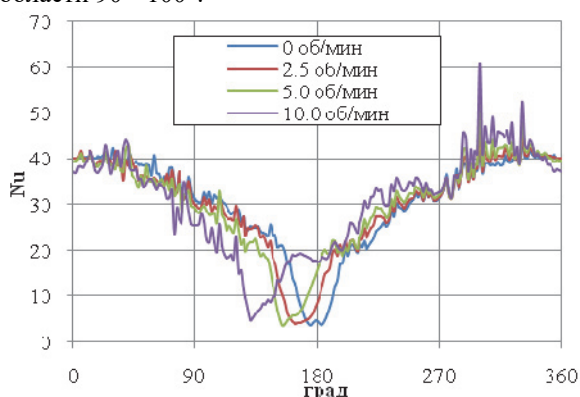


Рис. 4. Распределение интенсивности теплообмена по поверхности внутреннего цилиндра при $D_0=299$ мм для различных частот вращения.

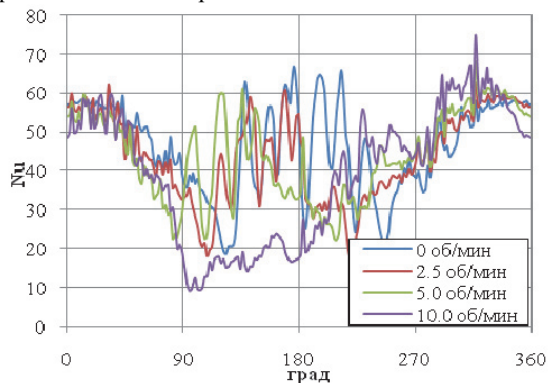


Рис. 5. Распределение интенсивности теплообмена по поверхности внутреннего цилиндра при $D_0=419$ мм для различных частот вращения.

Из рис. 6 видно, что с увеличением частоты вращения в канале с максимальным зазором критерий средний критерий Nu возрастает, а его разброс уменьшается. При уменьшении зазора (рис. 7), при вращении внутреннего цилиндра, для частоты вращения меньше 5 об/мин наблюдается снижение интенсивности теплообмена по сравнению с неподвижным внутренним цилиндром, а его вариация при этом составляет около 25%. Повышение частоты вращения до 10 об/мин приводит к увеличению вариации до 35% при незначительном росте числа Nu .

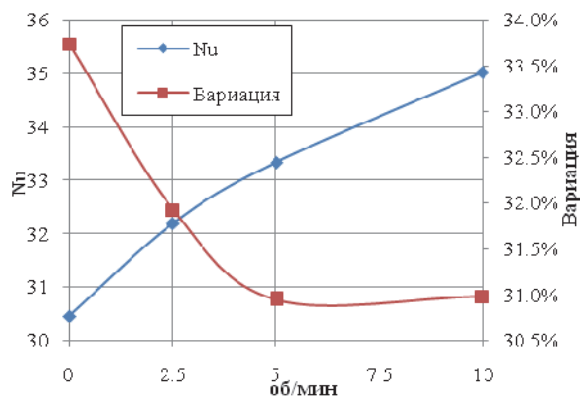


Рис. 6. Зависимость среднего по поверхности числа Нуссельта и его вариации при $D_0=299$ мм для различных частот вращения.

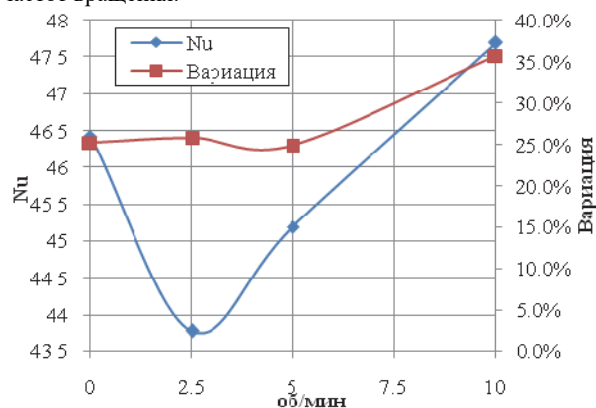


Рис. 7. Зависимость среднего по поверхности числа Нуссельта и его вариации при $D_0=419$ мм для различных частот вращения.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенное исследование показало, что локальный теплообмен в кольцевом зазоре с вращением внутренней поверхности и внешней теплообменной поверхностью в виде осевого массива трубок характеризуется существенной неоднородностью. При этом частота вращения не оказывает существенное влияние на распределение интенсивности теплообмена по поверхности цилиндра. Влияние частоты вращения на среднее число Nu и его вариацию был различно в зависимости от величины зазора.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 24-29-00461 rscf.ru/project/24-29-00461/

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мочалин Е. В., Юрьев С. А. Теплообмен и гидравлические потери в зазоре между вращающимися цилиндрами // ТАПИ. 2013. №1 (11).
2. Gosman A., Pun W., Runchal A., Spakiing D. and Wolfshtein M. Heat and Mass Transfer in Recirculating Flows. // Academic Press. London, 1969. P. 231-265.
3. Hayase T., Humphrey J. A. C. and Greif R. Numerical calculation of convective heat transfer between rotating coaxial cylinders with periodically embedded cavities. // Trans. ASME, J. Heat Transf. 1992. No 114. P. 589-597.

NUMERICAL INVESTIGATION OF NATURAL CONVECTION HEAT TRANSFER FROM CASKS FOR SPENT NUCLEAR FUEL

INTRODUCTION

There are three ways of spent nuclear fuel management in the world: (1) store, do nothing and wait for the better solution, (2) dispose in some geological repository, and (3) reprocess with recycling of U-235 (and possibly Pu-239) and disposal of high-level waste. The second one is expensive. The third one includes non-proliferation risks, is expensive, and technically difficult. The first one is the easiest way taken by the majority. It requires spent nuclear fuel storage canisters or containers (called "casks"). The international leaders in supply of spent nuclear fuel storage systems are: GNS (Germany) (Fig. 1), Holtec (USA), and ORANO (France). Rosatom concentrated on fuel reprocessing attempts and did not develop such solutions. However, Rosatom tries to enter this market now and is developing nuclear fuel storage systems, which include casks, equipment and storage facilities.



Fig. 1. Cask CASTOR® 1000/19, GNS, Germany.

There are two ways of spent nuclear fuel casks development in Russia: (1) the ductile cast iron cask and (2) the stainless steel cask. The first one is represented by models TUK-140, TUK-141O (Fig. 2), and TUK-153 and is based on the body of CASTOR® 1000/19 (Germany), which were purchased in Europe and adapted to produce the casks [1-2]. The second one is represented by prototype TUK-137D and head models TUK-137T.A1 and TUK-137T.R and is developed by VNIIEF (Russia, Sarov). Industrial difficulties related to iron casting, lathe machining, and deep-drilling made it impossible to produce the ductile cast iron casks in Russia for now [1]. Therefore, the fabricated from several parts (in contrast to casting) cask has become a mainstream for Rosatom now. However, obligations to foreign customers require Rosatom to continue development the ductile cast iron cask too. To sum it up, both type of casks deserve attention and analysis, and this work is devoted to numerical ther-

mophysical calculations of turbulent natural convection around and heat transfer from the ductile cast iron cask with concentric annular (called horizontal) fins. The calculations are performed using CFD-code ANES developed in MPEI [3].



Fig. 2. Cask TUK-141O, Russia.

2. PROBLEM DESCRIPTION

The cask should effectively remove heat from the spent nuclear fuel placed inside. It is planned (or at least expected) to use the casks for both: transportation and storage. The storage of casks filled with the spent nuclear fuel is planned to be organized inside special buildings. Such warehouses can be light or not - depending on local regulations, climate, fuel cycle type, etc., and are currently under development.

An axially symmetrical two-dimensional problem for a single hot vertical cylinder is considered. The computational domain is represented by adiabatic floor and ceiling. The radial boundary is open, and its radius is chosen to be 25 m as a compromise between minimization of its influence and meshing limitations. The temperature at the radial boundary is set as 25 C. The ceiling height is 20 m, which is approximately 9 heights of the cask.

The standard ductile cast iron cask body has 114 concentric annular fins, which are made with a large lathe machine and have a trapezoid shape in cross-section. The effectiveness of heat removal, obviously, depends on the number of fins. Therefore, several calculations are performed. The first calculation is for absolutely smooth cylinder. The second calculation is for the standard cask body. Then every second fin is removed, and calculation is performed for a cylinder with 57 fins. Then every second and third fins are removed, and calculation is performed for a cylinder with 38 fins, etc. Finally, the calculations for the following set of fins are performed: 0, 114, 57, 38, 29, 23, 19, 17, and 15 (9 cases in total, see Fig. 3).

The ANES code applied is based on control volume method. So, all the equations (continuity equation, Reynolds-averaged Navier-Stokes equation, energy equation and transport equation for turbulence parameters) are solved using this method. The turbulence models used are: $k-\omega$ and SST because they are the most applicable for natural convection problems, especially when relatively small fins (compared to the cask size) have to be resolved. The meshing is performed in such a way that maximum of dimensionless distance from the volume to the center of the nearest control volume y^+ is less than 5 (rule of thumb for meshing). The calculations are performed for several meshes to ensure mesh convergence is in place.

Two variants of boundary conditions on the internal surface of the cask are applied: (1) constant temperature and (2) constant heat rate due to the following reasons. The requirements for the cask effectiveness are set in terms of heat rate on the internal surface and in terms of temperature on the easy accessible parts of the external surface. However, the requirements for the fuel assemblies contained inside the casks are set in terms of the fuel rods temperature. Therefore, the complex analysis of the results for both variants of boundary conditions is needed to understand whether all the requirements are met. The calculations are made for different temperatures on the internal surface (between 100 and 200 °C) and for different heat rates on the internal surface (between 28 and 32 kW).

3. RESULTS

The following fields are calculated: temperature of the cask, temperature of the ambient air, its velocity field (radial and vertical components and the absolute value), pressure, kinetic turbulent energy (k) and the turbulent dissipation rate (ω). The main result is that the fins configuration is not optimal and can be improved by decreasing the number of fins three times. The representative graph showing the maximum of the heat removal rate is presented on Fig. 3.

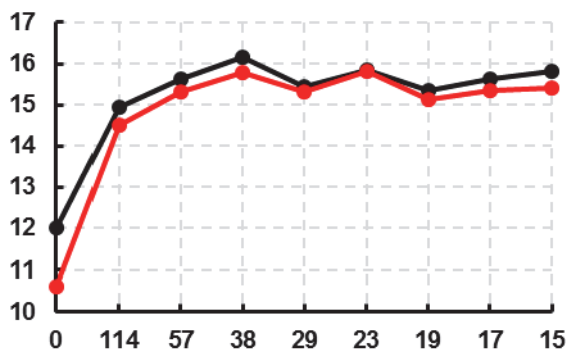


Fig. 3. Heat rate from the cask outside the computational domain, kW. Boundary condition at the internal surface of the cask: $T=100$ °C. On the horizontal axis: number of fins. Black line – $k-\omega$ turbulence model. Red line – SST turbulence model.

The result is expected and agreed with [4].

4. CONCLUSIONS

The results obtained can be clarified by adjusting the boundary conditions. In particular, the floor (probably, concrete) and the ceiling (probably, will contain vent-holes) should not be considered adiabatic.

The interactions of the airflows between several cylinders should be investigated to obtain more practical results for the storage system as a whole. This will require 3D-problem solving with different characteristic sizes: fins ~ 10 cm and building length ~ 100 m. Such a problem will require additional assumptions.

The convergence difficulties specific for the problems with open boundaries described in [4-5] have not been and, probably cannot be avoided. They arise due objective inability to know the boundary conditions precisely (Fig. 4).

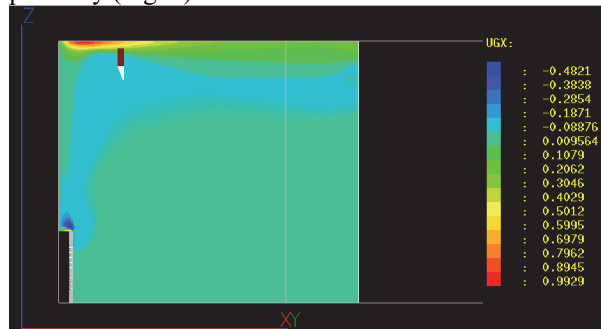


Fig. 4. Radial air velocity component. Mass inflow into the computational domain is shown in blue (negative values). These zones cause oscillations during the solving process and the corresponding difficulties with convergence. The cask is located in the lower left.

REFERENCES

1. Фромзель В.Н., Шлейфер В.А. Атомку тормознут контейнеры // Атомная стратегия: 2016 №117. С.14-22.
2. Фромзель В.Н., Шлейфер В.А. Размышление о контейнерах будущего // Атомная стратегия: 2017 №131. С.10-12.
3. Код ANES URL: <http://anes.ch12655.tmweb.ru/> (дата обращения: 15.05.2024).
4. Senapati J.R., Dash S.K., and Roy S. Numerical investigation of natural convection heat transfer from vertical cylinder with annular fins // International Journal of Thermal Sciences. 2017. No. 111. P.146-159.
5. Senapati J.R., Dash S.K., and Roy S. Numerical investigation of natural convection heat transfer over annular finned horizontal cylinder // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2016. No. 96. P.330-345.

ОСОБЕННОСТИ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ТЕПЛА ПРИ ЛАЗЕРНОМ ИК-НАГРЕВЕ ПОВЕРХНОСТИ ЖИДКОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

Воздействие источника нагрева на поверхности жидкости представляет значительный интерес как для задач зондирования и определения поверхностных свойств (например, с целями экологического контроля), так и для обработки или очистки поверхности [1-2]. Контроль за воздействием удобно вести с помощью тепловизора и определять поле температур на поверхности. В зависимости от свойств поверхности скорость распространения тепла может отличаться очень существенно. Тепловое воздействие может вызывать температурную конвекцию Марангони, но при условии отсутствия на поверхности пленки [3]. Пленка соответствует такому загрязнению примесями, что их небольшие градиенты по концентрации блокируют создаваемые градиенты по температуре. Такая пленка возникает даже в дистиллированной воде и смещения поверхности минимальны, и только в деионизированной воде наблюдается температурная конвекция Марангони. В растворах жидкостей, помимо температурной конвекции, может наблюдаться концентрационная конвекция Марангони [4], которая имеет обратный эффект с точки зрения расплывания теплового пятна. В данной работе рассматриваются эксперименты с воздействием излучения CO₂ лазера (длина волны - 10,6 мкм, мощность – до 0.3 Вт) на поверхность различных чистых жидкостей при наличии и в отсутствие поверхностной пленки, причем учитывается только температурная конвекция Марангони. Было проведено численное решение с учетом профиля поверхности, а также получены автомодельные решения для температурной конвекции Марангони и полной блокировки поверхности для стационарного и нестационарного режимов распространения. Сравнение показывает хорошее согласие численных расчетов, автомодельных решений и экспериментальных результатов. Поле температур фиксируется с помощью тепловизора, для измерения рельефа поверхности используется метод Moon Glade BOS [5].

1. СРАВНЕНИЕ ПРОФИЛЕЙ ТЕМПЕРАТУРЫ И РЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТИ В ЖИДКОСТЯХ С РАЗНЫМИ СВОЙСТВАМИ ПОВЕРХНОСТИ

Для исследования в работе были выбраны жидкости с различной структурой поверхности. В этаноле и силиконовых маслах PDMS различной вязкости (PDMS-5, PDMS-10, PDMS-1000) пленка отсутствует и наблюдается термокапиллярная конвекция Марангони. В дистиллированной воде и

глицерине наличие пленки приводит к блокировке конвекции Марангони. При моделировании течения решалась нестационарная система уравнений Навье-Стокса в цилиндрических координатах в приближении малых чисел Маха с граничным условием неподвижной границы ($v_r = 0$) на свободной поверхности жидкости при наличии пленки или условием, учитывающим термокапиллярную конвекцию при ее отсутствии: $\frac{\partial v_r}{\partial z} = Ma \frac{\partial T}{\partial r}$, где Ma – температурное число Марангони. Рассматривался осесимметричный случай. Сравнение усредненных радиальных профилей поверхности в этаноле и глицерине представлено на рис. 1.

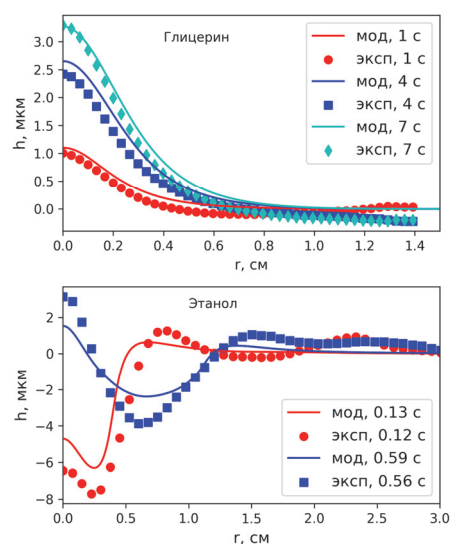


Рис. 1. Усреднённые радиальные профили рельефа поверхности в этаноле и глицерине, полученные экспериментально и численно.

При наличии конвекции Марангони тепловое пятно растекается быстрее, чем в случае поверхностной пленки. При наличии пленки пик растёт с течением времени и пятно практически не расплывается. Такое же поведение наблюдается и для профиля температуры. Стоит отметить, что в эксперименте с глицерином из-за большой вязкости возникали сильные температурные градиенты и в начальные моменты времени наблюдался разрыв пленки, что можно было оценить по рельефу поверхности, так как на начальных стадиях в зоне нагрева образовывался минимум, характерный для жидкостей с наличием термокапиллярной конвекции. В дальнейшем на месте нагрева возникал пик, который с течением времени рос, что характерно для жидкости при наличии пленки.

Из особенностей расплывания пятна при наличии пленки и в ее отсутствие можно сделать вывод, что теплоперенос в жидкостях при наличии пленки происходит гораздо медленнее, чем за счет термокапиллярной конвекции. Оцените скорость распространения теплового пятна в случае конвекции Марангони позволяют построенные автомоделные решения.

2. АВТОМОДЕЛЬНЫЕ РЕШЕНИЯ ПРИ НАЛИЧИИ КОНВЕКЦИИ МАРАНГОНИ

Автомоделные решения позволяют вывести универсальные характеристики течения и оценить такие величины, как толщина и скорость распространения погранслоя без конкретизации жидкости. Ранее в работе [6] было рассмотрено автомоделное решение для конвективного течения от линейного источника тепла в жидкости при наличии пленки.

Для построения стационарного автомоделного решения рассматривается система уравнений Навье-Стокса в цилиндрических координатах в осесимметричном случае с граничными условиями. Учитывая приближения погранслоя и пренебрегая полем давления в случае конвекции Марангони, уравнения в частных производных можно свести к обыкновенным дифференциальным относительно автомоделной переменной $\xi = z/r$. В этом случае компоненты скорости и температура будут иметь вид: $v_r = \frac{f'(\xi)}{r}, v_z = \frac{-f(\xi) + f'(\xi)\xi}{r}, T = \frac{g(\xi)}{r}$.

При значительном удалении нестационарного температурного фронта задача сводится к стационарной. С учетом производных по времени в системе уравнений Навье-Стокса в более общем нестационарном случае, можно получить автомоделные переменные $\xi = \frac{z}{r}, \tilde{v} = \frac{r^2}{t}$. Тогда компоненты скорости и температуры будут иметь вид: $v_r(r, z, t) = \frac{1}{r} \frac{\partial f}{\partial \xi}, v_z(r, z, t) = \frac{1}{r} \left(4f(\xi, \tilde{v}) - 2 \frac{\partial f}{\partial \xi} \xi + 4 \frac{\partial f}{\partial \tilde{v}} \tilde{v} \right), T(r, z, t) = \frac{g(\xi, \tilde{v})}{r}$. В этом случае расплывание пятна описывается условием $\tilde{v} = \frac{r^2}{t} = \frac{\tilde{r}^2}{\chi t} = const$. Рассмотрим соотношение $T(r, 0, t) * r = g(0, \tilde{v})$.

На рис. 2 (снизу) представлены профили данной автомоделной функции в этаноле, полученные для различных моментов времени. Видно, что функция остается практически неизменной, что подтверждает правильный характер зависимости $\frac{r^2}{t}$ расплывания теплового пятна.

Указанная зависимость справедлива в дальней области, где влиянием источника можно пренебречь. Также на рис. 2 (сверху) представлены радиальные профили сигнала тепловизора, полученные в этаноле. Экспериментальные данные хорошо согласуются с численным моделированием.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Было показано, что термокапиллярное течение приводит к быстрому разлету теплового пятна. При наличии «пленки малых примесей» скорость рас-

плывания на порядок меньше, максимальная температура на поверхности существенно больше. Деформация свободной поверхности, измеренная методом Moon-Glade BOS, также сильно зависит от наличия поверхностной пленки. Предложенные автомоделные решения в случае конвекции Марангони позволяют получить общие закономерности растекания теплового пятна.

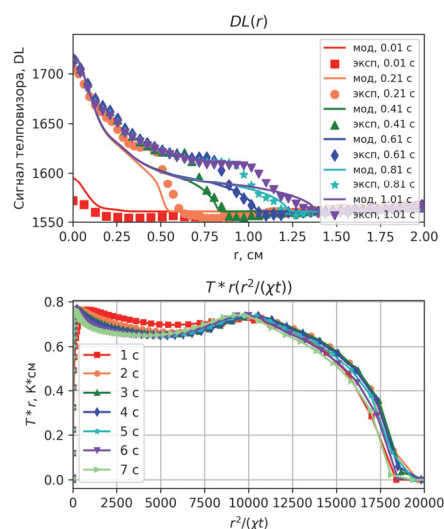


Рис. 2. Сравнение радиальных профилей сигнала тепловизора в этаноле (сверху). Зависимость функции от параметра $\frac{r^2}{\chi t}$, полученная в этаноле.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 23-19-00591. Было использовано оборудование, приобретенное за счет средств Программы развития Московского университета. Работа Ю.К. Руденко также была поддержана Фондом развития теоретической физики и математики «Базис» (грант № 22-2-2-5-1).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Veron F., Melville W.K. and Lenain L. The effects of small-scale turbulence on air-sea heat flux // *J. Phys. Oceanogr.* 2011. Vol. 41. No. 1. P. 205-220.
2. Kou J., Judd K.P. and Saylor J.R. The temperature statistics of a surfactant-covered air/water interface during mixed convection heat transfer and evaporation // *Int. J. Heat Mass Transfer.* 2011. Vol. 54. Iss. 15-16. P. 3394-3405
3. Vinnichenko N.A., Uvarov A.V. and Plaksina Yu.Yu. Combined study of heat exchange near the liquid-gas interface by means of Background Oriented Schlieren and Infrared Thermal Imaging // *Exp. Therm. Fluid Sci.* 2014. Vol. 59. P. 238-245.
4. Shmyrov A., Mizev A., Demin V., Petukhov M. and Bratsun D. On the extent of surface stagnation produced jointly by insoluble surfactant and thermocapillary flow // *Adv. Colloid Interface Sci.* 2018. Vol. 255. P. 10-17.
5. Vinnichenko N.A., Pushtaev A.V., Plaksina Yu.Yu. and Uvarov A.V. Measurements of liquid surface relief with moon-glade background oriented schlieren technique // *Exp. Therm. Fluid Sci.* 2020. Vol. 114. 110051.
6. Rudenko Yu.K., Vinnichenko N.A., Plaksina Yu.Yu., Pushtaev A.V. and Uvarov A.V. Horizontal convective flow from a line heat source located at the liquid-gas interface in presence of surface film // *J. Fluid Mech.* 2022. Vol. 944. A35

ХАРАКТЕРИСТИКИ ТУРБУЛЕНТНОГО ПОТОКА ПРИ УПРАВЛЕНИИ КРУПНОМАСШТАБНЫМИ ВИХРЕВЫМИ СТРУКТУРАМИ ЗА РАБОЧИМ КОЛЕСОМ МОДЕЛИ ГИДРОТУРБИНЫ ФРЕНСИСА

ВВЕДЕНИЕ

Гидроэлектростанции играют важную роль в регулировании выработки энергии, чтобы сгладить нестабильность других источников энергии, таких как солнечные или ветряные электростанции [1]. На гидроэлектростанциях устанавливаются различные типы гидротурбин, наиболее распространенными являются турбины Френсиса, которые используются при средних и высоких напорах.

При регулировании, запуске или остановке, турбине приходится работать в неоптимальных условиях при расходах воды больших или меньших расчетного. Расширение диапазона стабильной и надежной работы гидроэлектростанций до области нерасчетных режимов работы гидротурбин является важной задачей гидроэнергетики. В неоптимальных режимах работы поток, сходящий с кромок рабочего колеса турбины Френсиса, имеет высокую остаточную закрутку и очень чувствителен к возмущениям. В потоке могут возникать низкочастотные крупномасштабные когерентные вихревые структуры, которые вызывают сильные периодические пульсации давления, воздействуя на рабочее колесо и стенки отсасывающей трубы [2]. Таким образом, задачи по изучению структуры течения в закрученных потоках гидротурбин и управлению возникающими вихревыми структурами являются актуальными.

Наибольшее распространение получило активное управление вихревыми структурами с помощью подачи аксиальной струи воды постоянного расхода через центр тела обтекания рабочего колеса [3]. По различным данным расход струи должен составлять от 5% до 15% расхода основной среды, чтобы существенно снизить амплитуду пульсаций от вихревого жгута [3]. Данные методы требуют значительного расхода струи и направлены на увеличение осевого потока момента импульса для стабилизации потока, а не на уменьшение степени закрутки потока ниже критического уровня (уменьшение тангенциального потока момента импульса), как в пассивных методах управления.

Важно отметить, что диаметр струи и её пространственная ориентация, значительно влияют на эффективность подавления ПВЯ [3,4]. При этом, в литературе почти нет систематических сведений о влиянии вышеуказанных параметров на управление вихревыми структурами. Представляет интерес также изучить влияние системы управления (актуации потока) на структуру вихревого течения за рабочим колесом, его закрутку.

В докладе будут представлены результаты изучения особенности течения и степени формирования вихревых структур за рабочим колесом при инжекции управляющей струи в зависимости от угла подачи и расхода струи. Работа включает в себя совместное исследование распределений скоростей, их пульсаций за рабочим колесом аэродинамической модели гидротурбины Френсиса [5] с пульсациями давления на стенках отсасывающей трубы модели. Совместное исследование обеспечивает перекрестную проверку получаемых результатов по влиянию струй на вихревые структуры и на поле течения за рабочим колесом. Экспериментальные результаты соотносятся с теоретическими оценками.

1. МЕТОДИКИ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ СТЕНД

Для моделирования течений в отсасывающей трубе гидротурбины можно использовать воздух в качестве рабочей среды [6], результаты, полученные на аэродинамических и гидродинамических стендах, хорошо согласуются, и результаты исследований на водной среде могут быть перенесены на воздушную при выполнении безразмерных критериев подобия [7]. В основе моделирования вихревых явлений лежит симуляция распределений скорости, характерных для реальных гидротурбин, с помощью завихрителей. Они позволяют моделировать распределения скоростей подобные реализующимся в различных режимах работы натуральных гидротурбин Френсиса. Подробно экспериментальный стенд описан в работе [5].

Система управления вихревыми структурами основана на модельном актуаторе. Система актуации предназначена для инжекции струй через актуатор в поток. Для изучения влияния положения струи на эффективность подавления и модификацию течения за рабочим колесом были изготовлены три различных актуатора с разными углами подачи струи: аксиально, радиально и аксиально-радиально. Данные актуаторы устанавливались в качестве тела обтекания рабочего колеса.

Для количественной оценки степени подавления ПВЯ в потоке использовались четыре микрофона «Behringer ECM 8000». Выполнение пространственного преобразования Фурье сигнала с микрофонов позволило получить четкую частоту и амплитуду ПВЯ. Измерение профилей скоростей проведено с использованием системы лазерной доплеровской анемометрии «ЛДИС-05И».

2. РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

В случае активного управления аксиальными и аксиально-радиальными актуаторами в профилях четко прослеживается увеличение тангенциальной скорости в приосевой области, причем чем больше управляющий расход, тем больше возрастание тангенциальной скорости. Напротив, в случае радиального актуатора увеличение тангенциальной скорости в указанной области отсутствует. Это свидетельствует о том, что аксиальная и аксиально-радиальная подача управляющей струи увеличивает закрутку потока в данной области и угловой поток момента импульса. Струи смешиваются с потоком, часть его оттесняют на периферию и значительно меняют структуру потока вблизи оси. Радиальная подача уменьшает поток углового момента импульса и незначительно меняет профили тангенциальной скорости относительно базового случая. Смещение струй с потоком происходит в самой близи рабочего колеса и на поток во всей отсасывающей трубе радиальное управление не оказывает кардинального влияния. Радиальная подача струй увеличивает радиус прецессии вихря по мере возрастания управляющего расхода. С этим же связано увеличение пульсаций давления выше базового случая при малых расходах струй.

Осевая скорость в базовом случае показывает наличие зоны возвратного течения, связанное с тем, что поток имеет высокую закрутку, возникает обратный градиент давления. В такой ситуации поток становится глобально неустойчивым к первой азимутальной моде и формируется ПВЯ [3,5].

Механизм подавления ПВЯ аксиальными и аксиально-радиальными актуаторами следующий: струи распространяются в центральной области отсасывающей трубы и значительно увеличивают значения осевой скорости на оси, тем самым, разрушая зону возвратного течения. Поток перестраивается и интенсивность пульсаций давления от ПВЯ значительно снижается. Чем выше расход через актуатор, тем выше подъем профиля осевой скорости, тем больше энергии сосредоточено вблизи оси отсасывающей трубы. Резкое увеличение осевой скорости на оси по сравнению с ее средними значениями может привести к возрастанию синхронных пульсаций давления дальше по потоку, которые также являются неблагоприятными для гидротурбинного оборудования.

Для каждого режима по ЛДА профилям скоростей был вычислен интегральный параметр крутки. В текущем эксперименте в базовом случае параметр крутки был равен 0,71, что дополнительно подтверждает существование ПВЯ в базовом случае. Заметна существенная разница по параметру крутки для различных актуаторов. Аксиальный и аксиально-радиальный актуаторы увеличивают закрутку потока, тогда как радиальный актуатор ее снижает до значения 0,4, т.е. ниже критического 0,5-0,6, что согласно ряду работ [8] является пороговым значением для возникновения ПВЯ в потоке.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Показано, что с помощью актуации потока и варьирования геометрии актуатора возможно получать различные распределения скоростей. Это важно при развитии подходов регрессионного анализа для классификации закрученных течений. Тщательный выбор оптимального угла и места подачи позволяет существенно снизить расход, необходимый для активного подавления вихревых структур.

Среди аксиальных, радиальных и аксиально-радиальных актуаторов наилучший результат показал радиальный актуатор. Он позволяет подавлять ПВЯ при расходах управляющей струи уже в 2-3% от основного расхода потока и, более того, снижает закрутку потока. Данные результаты превосходят результат, полученный в аналогичных исследованиях [3]. Снижение расхода управляющей струи положительно влияет на общую эффективность турбины. Таким образом, данный способ управления ПВЯ с помощью радиального актуатора обладает хорошим потенциалом для применения в будущем. Результаты работы могут быть полезны при разработке инженерных решений с целью повышения эффективности работы гидротурбин.

Работа выполнена в рамках государственного задания ИТ СО РАН (регистрационный номер ЕГИСУ НИОКТР - 121031800229-1).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **IEA.** World Energy Outlook 2023. International Energy Agency, 2023.
2. **Hiescu M.S., Ciocan G.D. and Avellan F.** Analysis of the Cavitating Draft Tube Vortex in a Francis Turbine Using Particle Image Velocimetry Measurements in Two-Phase Flow // *Journal of Fluids Engineering*. 2008. Vol. 130, № 2. P. 021105.
3. **Shtork S., Suslov D., Skripkin S., Litvinov I. and Gorelikov E.** An Overview of Active Control Techniques for Vortex Rope Mitigation in Hydraulic Turbines // *Energies*. 2023. Vol. 16, № 13. P. 5131.
4. **Javadi A. and Nilsson H.** Active flow control of the vortex rope and pressure pulsations in a swirl generator // *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*. 2017. Vol. 11, № 1. P. 30–41.
5. **Litvinov I., Suslov D., Tsoy M., Gorelikov E., Shtork S., Alekseenko S. and Oberleithner K.** Active Control of the Vortex Induced Pressure Fluctuations in a Hydro Turbine Model via Axial and Radial Jets at the Crown Tip // *International Journal of Fluid Machinery and Systems*. 2023. Vol. 16, № 4. P. 320–331.
6. **Nishi M., Yoshida, K., Yano M., Okamoto M., Miyagawa K. and Liu S.** A Preliminary Study on the Swirling Flow in a Conical Diffuser with Jet Issued at the Center of the Inlet. 2007.
7. **Skripkin S.G., Suslov D.A., Litvinov I.V., Gorelikov E.U., Tsoy M.A. and Shtork S.I.** Comparative analysis of air and water flows in simplified hydraulic turbine models // *J. Phys.: Conf. Ser.* 2022. Vol. 2150, № 1. P. 012001.
8. **Litvinov I.V., Suslov D.A., Gorelikov I.V., Sadbakov O.U. and Shtork S.I.** Swirl number analysis in the air hydro-turbine model. Novosibirsk, Russia, 2018. P. 040057.

АНАЛИТИЧЕСКОЕ И ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОГРЕВА КОМПОЗИТНОЙ КАПЛИ УГЛЕВОДОРОД – ВОДА С ВКЛЮЧЕНИЯМИ УГОЛЬНЫХ МИКРОЧАСТИЦ

ВВЕДЕНИЕ

Поиск новых эффективных способов сжигания органических топлив на основе тяжелых углеводородов приводит к использованию композитов, например, углеводород – вода. Добавление воды позволяет решить ряд экологических проблем, возникающих при сжигании тяжелого органического топлива и обеспечить дополнительное диспергирование капель органического топлива за счет микровзрыва капель воды [1].

Для интенсификации прогрева композитных капель углеводород – вода эффективно использование микрочастиц угля, расположенных случайным образом в объеме углеводорода. В этом случае дополнительный прогрев осуществляется за счет поглощения радиационного излучения микрочастицами угля с последующей передачей тепла в объем капли в результате теплопроводности.

В докладе представлено решение задачи о прогреве композитной капли двумя методами. В первом случае представлено аналитическое и численное решение прогрева композитной капли углеводород – вода без дисперсных включений. Во втором случае представлены результаты аналитического решения прогрева капли композитного топлива с включениями угольных микрочастиц.

1. ФОРМУЛИРОВКА ЗАДАЧИ

1.1. Основные уравнения и граничные условия

Схема расположения микрокапли воды и частиц угля внутри сферической оболочки углеводорода показана на рис. 1. Мы рассматриваем сферически симметричное расположение микрокапли воды и оболочки из тяжелого углеводорода.

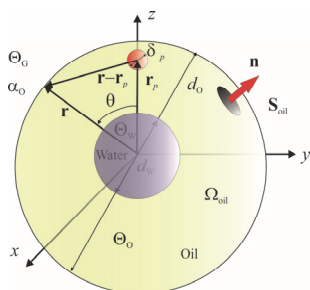


Рис. 1. Схема задачи. Угольная микрочастица имеет радиус-вектор \mathbf{r}_p , диаметр микрочастицы $\delta_p \ll d_w$ диаметра микрокапли воды. Температуры воды, углеводорода и газа в камере равны $\Theta_w, \Theta_o, \Theta_G$.

Уравнение для температуры оптически прозрачного углеводорода с точечными источниками тепла, распределенными случайным образом в

объеме, имеет вид

$$\rho_o c_o \frac{\partial \Theta_o}{\partial t} = \lambda_o \Delta \Theta_o + \sum_p Q_p \delta(\mathbf{r} - \mathbf{r}_p),$$

где ρ_o, c_o, λ_o – плотность, теплоемкость и коэффициент теплопроводности углеводорода; $\delta(\mathbf{r})$ – дельта-функция Дирака; Q_p – мощность, выделяемая точечным источником в результате его радиационного нагрева

$$Q_p = \varepsilon_p \sigma_{SB} S_p (\Theta_o^4 - \Theta_p^4).$$

Здесь ε_p – коэффициент абсорбции излучения; S_p – площадь поверхности микрочастицы угля; Θ_p – температура микрочастицы; σ_{SB} – постоянная Стефана – Больцмана.

Мы предполагаем, что микрочастицы угля расположены только в углеводороде. Уравнение для температуры микрокапли воды имеет вид

$$\rho_w c_w \frac{\partial \Theta_w}{\partial t} = \lambda_w \Delta \Theta_w,$$

где ρ_w, c_w, λ_w – плотность, теплоемкость и коэффициент теплопроводности воды.

На границе раздела сред углеводород – вода ставятся условия непрерывности температуры и теплового потока

$$\Theta_w|_{r=R_w} = \Theta_o|_{r=R_w}, \quad -\lambda_w \frac{\partial \Theta_w}{\partial r}|_{r=R_w} = -\lambda_o \frac{\partial \Theta_o}{\partial r}|_{r=R_w}.$$

На поверхности капли углеводорода реализуется конвективный теплообмен согласно гипотезе Ньютона

$$-\lambda_o \frac{\partial \Theta_o}{\partial r}|_{r=R_o} = \alpha_o (\Theta_o|_{r=R_o} - \Theta_G),$$

где α_o – коэффициент теплоотдачи.

Мы пренебрегаем испарением тяжелого углеводорода, что соответствует условиям экспериментов.

1.2. Методы решения

Поставленная комплексная задача решается аналитическим и численным методами. Например, задача о прогреве композитной капли с точечными источниками тепла может быть решена только аналитически, поскольку численное решение требует нереального увеличения узлов сетки.

Без дискретных источников радиационного нагрева $Q_p = 0$ аналитическое решение о прогреве

капли записывается в виде ряда по сферическим функциям первого и второго рода. Собственные значения задачи Штурма - Лиувилля находятся из граничных условий [2]. Методом конечных элементов находится численное решение задачи, которое позволяет верифицировать аналитический метод решения и учесть дополнительные факторы: влияние испарения на коэффициент теплоотдачи, поглощение радиационного тепла на поверхности капли.

Аналитическое решение задачи абсорбции радиации внутри капли с микрочастицами угля записывается в виде ряда по присоединенным полиномам Лежандра и сферическим функциям Бесселя первого и второго рода.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

На рис. 2 представлено сопоставление аналитического и численного решений задачи о прогреве капли без микрочастиц угля. Видно хорошее совпадение результатов, что свидетельствует о корректности аналитического решения.

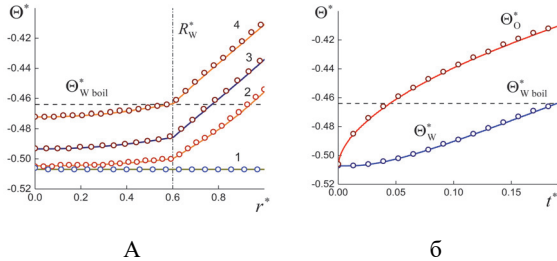


Рис.2. Распределение температуры внутри композитной капли (а) и динамика изменения температуры поверхности капли углеводорода и микрокапли воды (б). Линии – расчет по аналитической модели, точки – численное решение задачи.

На рис. 3 представлено сопоставление с расчетом по аналитической формуле с экспериментальными данными [3] и результатами расчета. Видно удовлетворительное согласие результатов расчета по нашей методике с экспериментальными данными. В отличие от методики работы [3] не требуется дополнительных гипотез для улучшения совпадения с экспериментом.

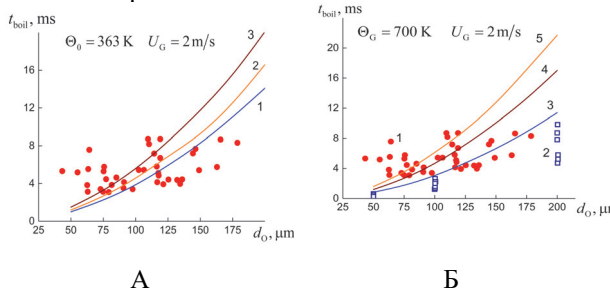


Рис. 3. Влияние начальной температуры капли на время ожидания микровзрыва (а): Точки 1 – экспериментальные данные, точки 2 – результаты расчетов по методике [...], 3 – $\Theta_0 = 363$ К; 4 – 353 К; 5 – 343 К. Влияние температуры газа на время до микровзрыва (б): 1 – $\Theta_G = 650$ К; 2 – 600 К; 3 – 500 К.

Рисунок 4 иллюстрирует случайное расположение микрочастиц, полностью поглощающих тепло-

вое излучение внутри капли углеводорода (рис. 4а).

Мы считаем, что капля углеводорода оптически прозрачна. Поэтому тепло излучения поглощается микрочастицами угля, от которых за счет теплопроводности прогревается объем капли углеводорода.

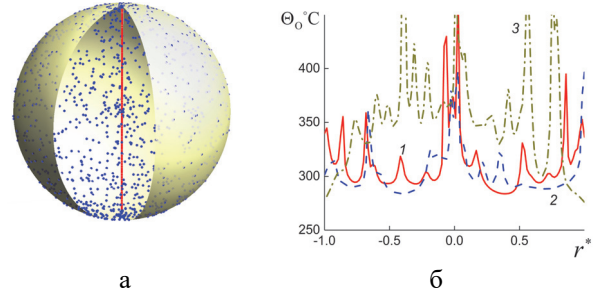


Рис. 4. Случайное расположение 1173 микрочастиц угля в объеме капли углеводорода (а) и распределение температуры внутри капли вдоль трех случайно выбранных диаметров (б). Температура газа в камере 1000°C .

Показано стационарное распределение температуры вдоль трех произвольно выбранных диаметров (рис. 4б). Видно, что распределение температуры внутри капли неоднородное. Температура в камере выбрана достаточно высокой. В этом случае возможно появление локальных центров кипения углеводорода.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представлено аналитическое и численное исследование прогрева капли композитного топлива углеводород-вода-микрочастицы угля в высокотемпературной камере. Представлены результаты моделирования как аналитическим, так и численным путем прогрева композитной капли углеводород-вода. Аналитическим методом исследуется динамика прогрева композитной капли за счет радиационного тепла, поглощаемого микрочастицами угля, расположенными в объеме углеводорода.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Антонов Д. В., Войтков И. С., Волков Р. С., Высокоморная О. В. Режимы взрывного разрушения капель эмульсий воды с нефтепродуктами при интенсивном нагреве // ИФЖ. 2019. Т. 92, №2. С. 414 – 424.
2. Деревич И.В., Матюхина Д.И. Модель микровзрыва композитных капель углеводород-вода: точное решение // Письма в ЖТФ. 2024. Т. 50, №. 7. С. 23 – 26.
3. Sazhin S.S., Rybdylova O., Crua C., Heikal M., Ismael M.A., Nissar Z., Rashid A., Aziz B.A. A simple model for puffing/micro-explosions in water-fuel emulsion droplets // Int. J. Heat Mass Transfer. 2019, Vol.131. P. 815–821.

УЗКОПОЛОСНАЯ МОДЕЛЬ К-РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ДЛЯ H₂O В УСЛОВИЯХ ТЕРМИЧЕСКОЙ НЕРАВНОВЕСНОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

Радиационный перенос энергии в газовых средах имеет большое значение для определения тепловых потоков во многих инженерных приложениях. Наиболее точным является метод расчета по спектральным линиям (LBL), в котором интегрируют результаты расчетов передачи излучения по узким спектральным интервалам. Однако число спектральных линий паров воды в тепловом диапазоне может достигать десятков миллиардов, поэтому из-за большого количества вычислений использование LBL методов неудобно и неэффективно для решения практических задач. Более эффективным с точки зрения практического применения является метод к-распределения. Использование метода к-распределения предполагает создание баз данных для каждого излучающего компонента, в которой содержатся зависимости коэффициента поглощения для узких спектральных полос при различных значениях температуры, давления и мольных долей компонентов. В термически неравновесном газе H₂O коэффициент поглощения зависит уже от 7 газодинамических параметров: 1) общего давления; 2) мольной доли излучающего компонента; 3) поступательной температуры; 4) трех колебательных температур; 5) вращательной температуры. Получающаяся база данных для к-распределения становится крайне громоздкой и неудобной, как для ее построения, так и для практического использования с точки зрения использования компьютерных ресурсов. Данная работа посвящена созданию методики расчета излучательных характеристик паров воды в условиях колебательно-вращательной неравновесности, в которой используется метод к-распределения с базой данных оптических коэффициентов, полученных для термически равновесного газа, с внесением поправок на неравновесность через простые алгебраические формулы.

1. МЕТОД К-РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ДЛЯ ТЕРМИЧЕСКИ НЕРАВНОВЕСНОГО ГАЗА

В методе к-распределения осредненная по полосе пропускательная способность слоя газа толщиной L вычисляется по формуле

$$\bar{\tau} = \int_0^1 \exp(-k(g)L) dg, \quad (1)$$

Выражение $dg=f(k)dk$ определяет долю волновых чисел во всей полосе, для которых коэффициент поглощения находится в субинтервале $[k, k+dk]$.

Коэффициент $k(g)$ для термически неравновесного газа представляется в виде

$$k_{neq}(g) = \varphi(T, T_{v1}, T_{v2}, T_{v3}, T_R) k_{eq}(g), \quad (2)$$

где $k_{eq}(g)$ - распределение коэффициента поглощения, полученное для термически равновесного случая; φ - корректировочный коэффициент, учитывающий влияние колебательных и вращательных температур.

Это влияние связано с вращательными и колебательными функциями распределения Q_v , Q_R и с функциями Больцмана по колебательным T_{v1} , T_{v2} , T_{v3} и вращательной температурам T_R [1].

С влиянием функций распределения, под которыми подразумевается суммирование или совокупность всех вращательных-колебательных энергетических уровней молекулы, проблем нет, т.к. они не зависят от волнового числа и одинаковы для всей полосы [1].

Для осредненных по полосе функций Больцмана получены следующие формулы:

$$\bar{X}_l = \exp \left[-C_2 \bar{E}_l \left(\frac{\bar{r}_{v1,l}}{T_{v1}} + \frac{\bar{r}_{v2,l}}{T_{v2}} + \frac{\bar{r}_{v3,l}}{T_{v3}} + \frac{\bar{r}_{R,l}}{T_R} \right) \right], \quad (3)$$

$$\bar{X}_u = \exp \left[-C_2 (\bar{E}_l + \bar{\eta}) \left(\frac{\bar{r}_{v1,u}}{T_{v1}} + \frac{\bar{r}_{v2,u}}{T_{v2}} + \frac{\bar{r}_{v3,u}}{T_{v3}} + \frac{\bar{r}_{R,u}}{T_R} \right) \right], \quad (4)$$

Здесь: индексы u, l относятся соответственно к верхнему и нижнему энергетическим уровням колебательно-вращательного перехода; E_l - энергия нижнего уровня; безразмерные коэффициенты $r_{v1}, r_{v2}, r_{v3}, r_R$ учитывают вклад соответственно симметричной, деформационной, асимметричной и вращательной мод в колебательно-вращательный энергетический переход. Осредненные по полосе значения определяются по формулам:

$$\bar{r}_{\alpha} = \frac{\sum_{i=1}^n (r_{\alpha})_i S_i}{\sum_{i=1}^n S_i}, \quad \alpha = 1, 2, 3; \quad \bar{r}_R = \frac{\sum_{i=1}^n (r_R)_i S_i}{\sum_{i=1}^n S_i} \quad (5)$$

Здесь n - число спектральных линий в полосе, S_i - интенсивность i -ой линии.

Коэффициенты $r_{v1}, r_{v2}, r_{v3}, r_R$ для каждой линии определяются через колебательные и вращательные энергии, для расчета которых используется метод Герцберга [2]. Интенсивности линий вычисляются по табличным данным HITEMP [3].

Окончательное выражение для корректирующего коэффициента в формуле (2):

$$\varphi(T, T_{v1}, T_{v2}, T_{v3}, T_R) = \frac{Q_V(T)}{Q_V(T_{v1}, T_{v2}, T_{v3})} \frac{Q_R(T)}{Q_R(T_R)} \times \frac{\bar{X}_l}{\exp(-C_2 E_l / T) [1 - \exp(-C_2 \eta / T)]} \quad (6)$$

Неравновесная функция Планка определяется по формуле:

$$\bar{B}_\eta^{ne} = \frac{2hc^2 \bar{\eta}^3}{(\bar{X}_l / \bar{X}_u - 1)}, \quad (7)$$

где c – скорость света, h – постоянная Планка.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Для верификации методики проведена серия неравновесных расчетов при разных соотношениях температур и давлений. В качестве эталона для сравнения использовались расчеты с использованием точной методики line-by-line (LBL). Задавались следующие значения давления: 10^5 Па, 10^4 Па, 10^3 Па, 10^2 Па, 10 Па.

Сравнения проводились по трем параметрам: 1) пропускательная способность слоя; 2) неравновесная функция Планка; 3) спектральная яркость слоя.

В данной работе рассматривался диапазон волновых чисел $4500-6000 \text{ см}^{-1}$ ($\sim 2 \text{ мкм}$).

На рисунках 1-3 представлены некоторые результаты расчетов. Результаты расчетов точным методом обозначены как LBL, а неравновесным методом k -распределения, как kd. В качестве примера рассматривается набор температур: $T=1500\text{K}$, $T_{v1}=1200\text{K}$, $T_{v2}=1400\text{K}$, $T_{v3}=1250\text{K}$, $T_R=1350\text{K}$

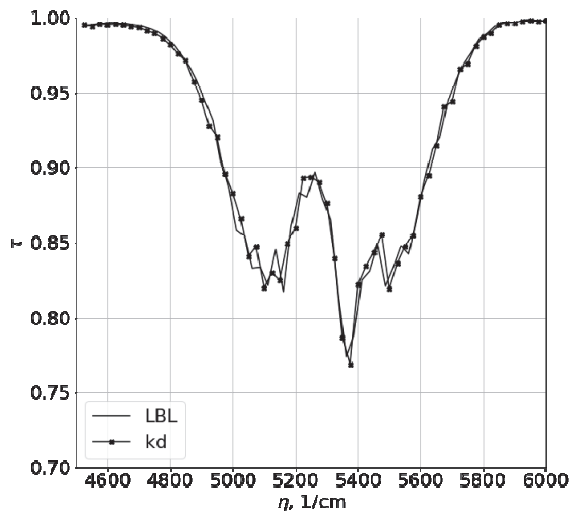


Рис. 1. Пропускательная способность однородного слоя H_2O при давлении $p=10^4$ Па. Толщина слоя $L=4\text{м}$.

Результатов расчетов по предложенной методике (kd) хорошо совпадают с полученными по точному методу LBL.

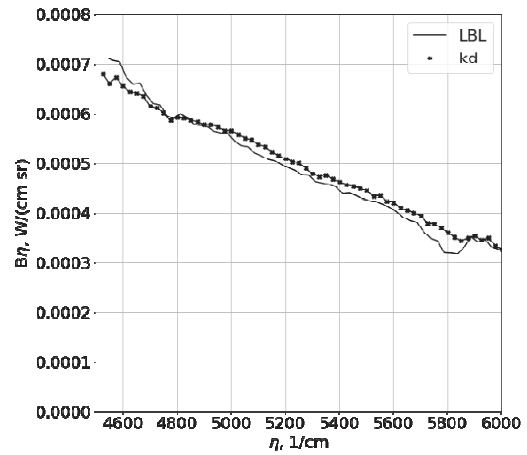


Рис. 2. Неравновесная функция Планка в однородном слое H_2O при давлении $p=10^4$ Па. Толщина слоя $L=4\text{м}$.

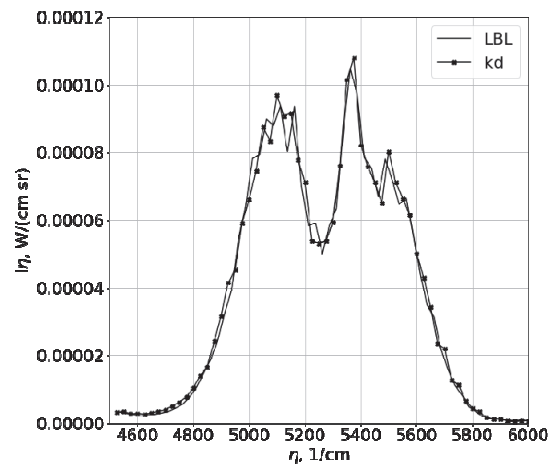


Рис. 3. Спектральная яркость однородного слоя H_2O при давлении $p=10^4$ Па. Толщина слоя $L=4\text{м}$.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложена упрощенная методика расчета спектральных эмиссионных свойств паров воды в условиях термической неравновесности. Результаты расчетов по предложенной методике k -распределения хорошо согласуются с полученными по точному методу LBL. Компьютерные времена расчета одного варианта при использовании методик kd и LNL соотносятся между собой примерно как 1:5000.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Molchanov A.M., Bykov L.V. and Yanyshv D.S.** Calculating thermal radiation of a vibrational nonequilibrium gas flow using the method of k -distribution // Thermophysics and Aeromechanics. 2017. Vol. 24. No. 3, pp. 399–419.
2. **Herzberg G.** Molecular Spectra and Molecular Structure II: Infrared and Raman Spectra of Polyatomic Molecules, Princeton, NJ: 9th ed., D. Van Nostrand Company, 1945. 632 p.
3. **Rothman L.S., et.al.** HITEMP, the high-temperature molecular spectroscopic database // J. Quant. Spectrosc. and Rad. Transfer, 2010. Vol. 111. pp. 2139-2150

И.А. Знаменская¹, И.Н. Павлов²

¹МГУ им. М.В. Ломоносова,
119991, Москва, Ленинские горы, 1

²Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

МЕТОДЫ ПАНОРАМНОЙ ВИЗУАЛИЗАЦИИ И АНАЛИЗА ОБЛАСТИ ИНТЕНСИВНОГО ТЕПЛООБМЕНА В ЗОНЕ КОНТАКТА ЖИДКОСТИ С ПОВЕРХНОСТЬЮ

Визуализация и количественная диагностика процессов тепло- и массообмена в тонких пограничных слоях жидкости возможна с помощью ряда специальных методов на основе использования оптических свойств исследуемых сред, высокоскоростной цифровой аппаратуры, цифрового анализа больших данных – изображений и анимаций потоков, полученных в экспериментах [1].

В теплообмене неизотермического потока жидкости с твердой поверхностью важнейшую роль играет непосредственно пристеночная область течения, регистрация параметров которой позволяет контролировать механизмы теплообмена в пограничном слое жидкости. Сложность регистрации заключается, с одной стороны, в необходимости измерения многомасштабных турбулентных структур, требующих бесконтактных измерений с высоким пространственным и временным разрешением. С другой стороны, пограничный слой вблизи стенки является областью высоких градиентов скорости, которая практически не разрешается традиционными методами. Таким образом, применимость таких методов, как лазерная доплеровская анемометрия (ЛДА), анемометрия по изображениям частиц (АИЧ или PIV), теневые методы и др., весьма ограничена при исследованиях течений в пограничном слое жидкости.

В данной работе описаны подходы и результаты применения специальных методов визуализации и анализа областей сильных градиентов теплофизических параметров в неизотермических высокоскоростных течениях зоны контакта сред. На созданных установках были проведены эксперименты по визуализации перемешивания жидкостей в затопленных струях, в микроканалах, а также перемешивания капель различных жидкостей на стеклянных поверхностях. Метод высокоскоростной инфракрасной термографии с высоким пространственным и временным разрешением применен для исследования быстропротекающих процессов в неизотермическом пограничном слое жидкости при взаимодействии импактной струи с поверхностью, прозрачной для инфракрасного (ИК) излучения [1]. Исследованы энергетические пульсационные характеристики пограничного слоя жидкости в широком спектральном диапазоне через стенку, прозрачную для ИК излучения в диапазоне, регистрируемом тепловизором. С большой точностью определены зоны ламинарно-турбулентного перехода в

пограничном слое толщиной менее 0,3 мм в широком диапазоне чисел Рейнольдса [2]. Пример полученного изображения показан на рис. 1.

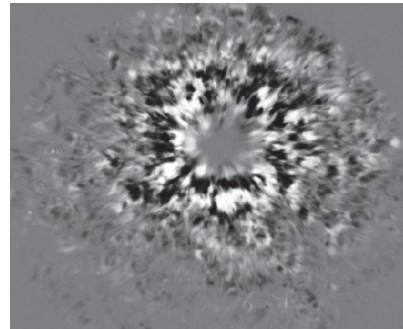


Рис. 1. Пример термограммы – пульсационного изображения импактной струи

С применением инфракрасной термографии с большим временным и пространственным разрешением появляется проблема анализа больших данных. Для ее решения были использованы современные модели машинного обучения. Реализованы алгоритмы количественного анализа интенсивности турбулентных пульсаций в пристеночном слое жидкости и векторов скоростей по экспериментальным данным, полученным на основе высокоскоростной термографии. На основе анализа данных получены новые результаты, связанные с изменением конфигурации и характеристик зоны отрыва течения при взаимодействии затопленной импактной струи с плоскостью. Были получены и обработаны термограммы и поля векторов скоростей импактной поверхности при натекании на нее затопленной струи при разных параметрах ее положения и скорости выходящего из нее потока.

Полученные на основе предложенного подхода данные позволяют по-новому исследовать свойства пристеночного течения, в частности, динамики зоны ламинарно-турбулентного перехода, возникающего при взаимодействии набегающей струи с плоской, а также с профилированной поверхностью. Это облегчает прогнозирование теплопередачи на стенку при воздействии струи.

Визуализация пограничного слоя при испарении и кристаллизации капли воды на твердой поверхности проводилась с помощью методов нарушенного полного внутреннего отражения (НПВО) [3] и поверхностного плазмонного резонанса (ППР) [4]. Принцип работы этих методов состоит в регистрации изображения широкого коллимированного

лазерного пучка, отраженного от поверхности стеклянной призмы, с которой контактирует исследуемая жидкость. Длина волны, состояние поляризации и угол падения излучения подбираются исходя из условий эксперимента. По полученному распределению интенсивности можно определить распределение коэффициента отражения от границы раздела призма-жидкость, которое при остальных известных параметрах можно пересчитать в распределение показателя преломления, причем на коэффициент отражения в данных методах влияет распределение показателя преломления в пограничном слое жидкости толщиной порядка 100 нм. Отличие методов состоит в том, что в случае с ППР на рабочую поверхность стеклянной призмы должна быть нанесена тонкая (несколько десятков нм) металлическая пленка. При углах падения излучения, больших критического угла ПВО возможно достижение резонанса возбуждения поверхностных плазмонов (колебаний плотности свободных носителей заряда в металлической пленке), которое выражается в уменьшении коэффициента отражения вплоть до нуля. Достижение ППР сильно зависит от показателя преломления жидкой среды, с которой контактирует пленка, чем обуславливается высокая чувствительность данного метода к изменению показателя преломления исследуемой жидкости.

С помощью разработанных экспериментальных установок, работающих на основе методов НПВО и ППР, были проведены исследования процессов испарения, охлаждения, кристаллизации и перемешивания капель дистиллированной воды, солевого и сахарного раствора, изопропилового спирта, ацетона и других жидкостей. По полученным изображениям были построены зависимости площади пятна контакта от времени. Также были построены зависимости средней температуры пограничного слоя испаряющейся капли от времени и зависимости площади пятна контакта от времени при растекании капли по поверхности призм с разными шероховатостями. В случае с методом НПВО возможна также регистрация интерференционной картины, образующейся при интерференции лучей, отраженных от поверхности призмы и лучей, отраженных от внешней поверхности капли. По этой картине можно оценить форму поверхности капли, а также скорость ее испарения.

Отдельный интерес представляют исследования процессов перемешивания неоднородной жидкости в плоском и Т-образном микроканалах. На рис. 2 показан пример полученного с помощью метода НПВО изображения течения капли глицерина в плоском микроканале, заполненном водой, и восстановленные графики зависимости коэффициента контрастности от координат в плоскости микроканала.

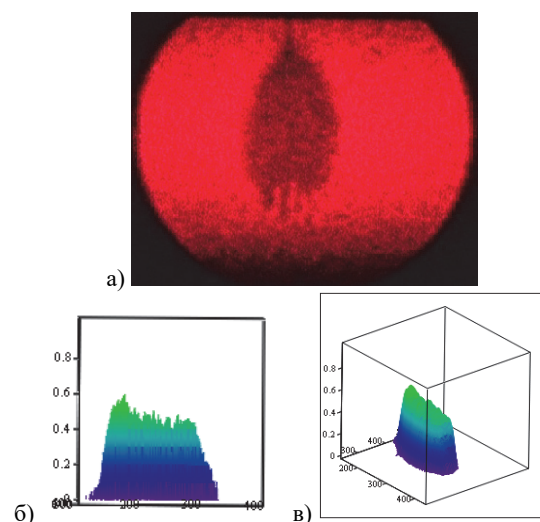


Рис. 2. Пример полученного с помощью метода НПВО изображения капли глицерина в плоском микроканале с водой (а) и восстановленные графики зависимости коэффициента контрастности от координат в плоскости микроканала (б,в)

Для визуализации процесса кристаллизации капле дистиллированной воды в схему установки был добавлен элемент Пельтье, который своей охлаждающей поверхностью контактировал с каплей, за счет чего происходило ее охлаждение с последующей кристаллизацией. Были измерены температурные профили пограничного слоя капли, а также установлено, что контактный слой капли с призмой имеет разную структуру при кристаллизации для разных высот капли (высота капли в экспериментах определялась зазором между элементом Пельтье и призмой, в зависимости от величины этого зазора капля превращалась либо в мениск, либо в пленку).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Знаменская И.А.** Методы панорамной визуализации и цифрового анализа теплофизических полей. Обзор // Научная визуализация. 2021. Т. 13. № 3. С. 125 – 158. DOI: 10.26583/sv.13.3.13
2. **Znamenskaya I., Koroteeva E., Chirich V.** Time-resolved visualization of heat fluxes from near-wall turbulent flows // Proceeding of The 13th Pacific Symposium on Flow Visualization and Image Processing. Tokyo, Japan. 2022. P. ID-14.
3. **Павлов И.Н., Ринкевичус Б.С., Толкачев А.В.** Установка для визуализации испарения капли жидкости методом нарушенного полного внутреннего отражения лазерного пучка // Приборы и техника эксперимента. 2013. № 2. С. 130–135.
4. **Pavlov I.N., Rinkevichyus B.S., Vedyashkina A.V.** Application of surface plasmon resonance method for visualization of processes in a near-wall liquid layer // JoP:CS. 2016. Vol. 737. № 1. P. 012044.

ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОС В СИСТЕМАХ КАЛОРИМЕТРИЧЕСКОГО ИЗМЕРЕНИЯ БОЛЬШОЙ ВЧ-МОЩНОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

В работе представлена разработка системы измерения мощности ВЧ-сигналов, основанная на калориметрическом методе, который в ряде случаев является единственным возможным. Делается акцент на эффективность преобразования электромагнитной энергии во внутреннюю энергию теплоносителя и точность определения его параметров. Внимание уделяется устройству для поглощения (преобразования в тепловую) ВЧ-мощности, которое интегрируется в систему охлаждения, и требует специальных конструктивных и технологических решений для обеспечения эффективной работы. В работе приводятся результаты проектирования согласованной ВЧ-нагрузки большой мощности охлаждаемой жидкостью (водой), рассматриваются происходящие в ней теплофизические процессы и влияние наличия теплоносителя в контуре охлаждения. Для испытания разработанного образца ВЧ-нагрузки на мощность до 15 кВт спроектирована система охлаждения и измерения. Исходя из расчетов и оптимизации параметров электродинамической модели, построенной методом частичных областей, были определены геометрические размеры, при которых КСВН нагрузки в рабочем частотном диапазоне (от постоянного тока до 1000 МГц) будет наименьшим. В заключение представлены результаты проектирования согласованной ВЧ-нагрузки большой мощности, охлаждаемой жидкостью (водой).

1. ОСНОВНАЯ ЧАСТЬ

Использование систем калориметрического фиксирования и замера ВЧ-сигналов с большим (от десятков ватт до нескольких сотен киловатт) уровнем мощности является в ряде случаев единственным возможным методом измерений. Точность метода определяется эффективностью преобразования электромагнитной энергии во внутреннюю энергию теплоносителя (воды), а также точностью измерения параметров теплоносителя (температуры, расхода). Поэтому важнейшим элементом таких систем является мощный ВЧ-поглотитель (оконечная согласованная нагрузка), в конструкцию которого вносятся дополнительные технологические и конструктивные решения, обеспечивающие требуемый уровень теплоотдачи при хорошем согласовании нагрузки с ВЧ-трактом.

На рисунке 1 представлена тепловая схема системы охлаждения ВЧ-поглотителя, разработанная для контроля и автономного измерения мощности электромагнитного излучения до 15 кВт.

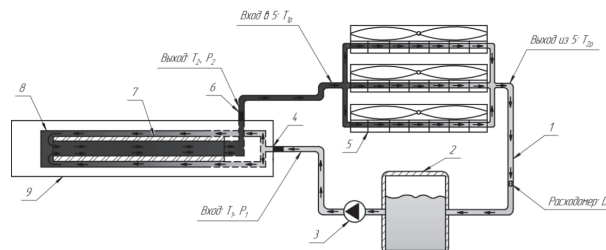


Рис. 1: 1 – Трубопровод, 2 – Бак, 3 – ЦБ насос, 4 – Вход на нагрузку, 5 – Радиатор с вентилятором, 6 – Выход из нагрузки, 7 – Резистивный элемент, 8 – Кожух, 9 – Металлический экран, T1, P1, T2, P2 – датчики температуры и датчики давления

В системе используется замкнутая схема циркуляции теплоносителя (воды) в сочетании с воздушным отводом тепла в решетках радиатора. Теплоноситель из герметичного бака с помощью циркуляционного насоса поступает на вход поглотителя, пройдя через который нагревается. Затем с помощью вентиляторов теплоноситель охлаждается до первоначальной температуры и поступает в бак. По расходу теплоносителя и разнице его температуры до и после нагревания можно определить электромагнитную мощность, рассеиваемую на нагрузке.

Конструктивно оконечная согласованная нагрузка представляет собой нагревательный элемент (ВЧ-резистор), выполненный из пористого керамического основания цилиндрической формы с объемным проводящим слоем пиролитического углерода, помещенный в диэлектрический кожух (позиция 8, рис. 1). Дополнительные элементы обеспечивают разделение входного (холодного) и выходного (нагретого) потока теплоносителя. Холодный теплоноситель поступает на вход нагрузки и движется по кольцевому зазору между кожухом и внешней поверхностью нагревательного керамического элемента. Далее теплоноситель перетекает внутрь резистора, где происходит его дальнейшее нагревание за счет тепла, выделяемого с внутренней поверхности нагревательного элемента. За счет свойств капиллярности происходит проникновение теплоносителя внутрь пористого керамического основания резистора, при этом значительно увеличивается объем «активной» массы и улучшаются условия теплоотдачи, что приводит к увеличению мощности рассеивания резистора при сохранении его массогабаритных параметров, а также к уменьшению градиента температуры между внешней и внутренней поверхностью резистора.

Эффективность преобразования электромагнитной энергии ВЧ-тракта во внутреннюю энергию теплоносителя зависит от нескольких факторов. Во-первых, как уже было сказано ранее, необходим хороший уровень согласования (КСВН<1,15) погло-

тителя с ВЧ-трактом. Это достигается за счет помещения поглотителя в проводящий экран специальной формы. Геометрические размеры экрана, кожуха, керамического основания резистора рассчитываются с использованием электродинамической модели, с учетом диэлектрических свойств теплоносителя [1].

Вторым фактором, оказывающим существенное влияние на эффективность преобразования электромагнитной энергии в тепловую, является турбулентность течения теплоносителя внутри кольцевого зазора и внутри резистора. Перенос теплоты внутри теплоносителя осуществляется путем перемешивания. Процесс конвективного теплообмена описывается системой дифференциальных уравнений: уравнение теплопроводности, уравнение Навье-Стокса, уравнение сплошности [2]:

$$\frac{Dt}{d\tau} = a \cdot \nabla^2 t,$$

$$\frac{d\vec{\omega}}{d\tau} = \rho \cdot \vec{q} - \text{grad } P + \mu \cdot \nabla^2 \vec{\omega},$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \frac{\partial(\rho \omega_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \omega_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \omega_z)}{\partial z} = 0,$$

где a – коэффициент температуропроводности, ρ – плотность вещества, q – плотность теплового потока, μ – динамическая вязкость, P – давление жидкости, ω – скорость движения жидкости.

Электродинамический расчет в сочетании с тепловым и гидродинамическим расчетом позволили определить оптимальные геометрические параметры ВЧ-поглотителя, при которых преобразование электрической энергии в тепловую будет наиболее эффективным.

На основании полученных данных спроектирована и изготовлена автономная система калориметрического измерения мощности ВЧ-тракта до 20 кВт, модель и внешний вид которой представлены на рисунке 2. Габаритные размеры 600x600x800 мм, масса 75 кг, КСВН ВЧ-поглотителя составляет менее 1,15 от постоянного тока до 1200 МГц. В качестве теплоносителя используется дистиллированная вода.

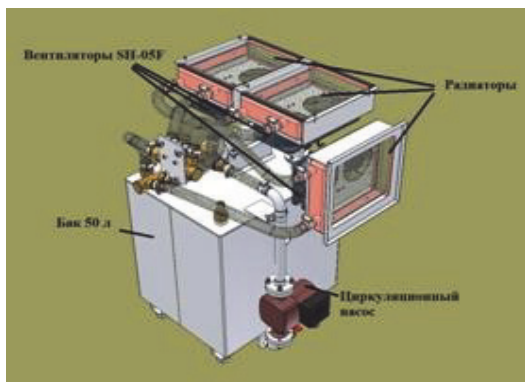


Рис.2. Система измерения ВЧ-мощности

Контроль и измерение параметров осуществляется с помощью датчиков расхода и давления, датчиков температуры охлаждающей воды на входе и выходе

ВЧ-поглотителя. Датчики температуры, определяющие температурный перепад, расположены в ядре турбулентного потока.

Испытание разработанного изделия проводилось на переменном токе промышленной частоты 50 Гц. На рисунке 3 представлен график отношения $(P_{\text{теп}})/(P_{\text{эл}})$ мощности, измеренной на нагрузке с помощью вольтметра и амперметра, к мощности, определяемой по датчикам перепада температуры и массарасхода, в зависимости от величины подводимой мощности $(P_{\text{эл}})/(P_{\text{max}})$. Как следует из графика зависимости (рис. 3) данное отношение достаточно близко к 100%, особенно на больших уровнях мощности, что указывает на эффективность работы контура охлаждения.

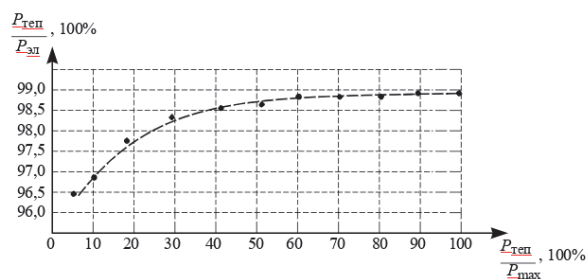


Рис. 3 Зависимость мощностей $P_{\text{теп}}/P_{\text{эл}}$ к мощностям $P_{\text{теп}}/P_{\text{max}}$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, в работе представлена система измерения уровня мощности ВЧ- сигнала методом измерения параметров охлаждающей жидкости. Было выяснено, что наличие слоев теплоносителя существенно влияет на уровень КСВН. Приведена схема замкнутой системы охлаждения, позволяющая обеспечить уровень рассеиваемой ВЧ мощности до 15 кВт. Также были рассмотрены процессы, влияющие на эффективность преобразования ВЧ-мощности в тепловую и соответственно на точность измерений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бударгин, Р.В. О методике расчета задачи дифракция на диэлектрической неоднородности в экранированном волноводе методом частичных областей // Антенны. 2016. № 2 (217). С. 213-220.
2. Михеев М. А., Михеева И. М. Основы теплопередачи. Москва: Энергия, 1977. 344 с.
3. Жукаускас А., Шланчяускас А. Теплоотдача в турбулентном потоке жидкости Вильнюс: Минтис, 1973. 327 с.

ДВИЖЕНИЕ АКТИВНЫХ КАПЕЛЬ В ЭМУЛЬСИИ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ТЕЧЕНИЯ МАРАНГОНИ: ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ АКТИВНЫХ И ПАССИВНЫХ КАПЕЛЬ

ВВЕДЕНИЕ

Существенный прогресс в области микро и нанотехнологии [1] способствовал созданию и развитию микро и наномоторов [2], которые способны выполнять различные комплексные задачи. Такие системы представляют особый интерес для медицины, химической технологии [3]. В настоящее время разработаны или находятся в состоянии исследования большое многообразие различных микро и наномоторов: нанопроволока, трубчатый микромотор, интеллектуальные полимеры, активные коллоиды с неоднородной структурой, Янус микро и наномоторы, пористые микромоторы, полимерные частицы на основе жидких кристаллов, Янус микромоторы с нанонитями, самодвижущиеся мини пловцы, микро и наномоторы на основе оксидов металлов. Микро и наномоторы движутся либо за счет использования внешних источников энергии (свет, ультразвук, магнитное и электрическое поля), либо за счет преобразования химической энергии в кинетическую энергию и реализуется посредством таких механизмов, как градиент поверхностного натяжения, реактивное движение за счет образования газовых пузырей, электрофорез.

1. ДВИЖЕНИЕ КАПЕЛЬ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ТЕЧЕНИЯ МАРАНГОНИ

Одним из важных областей применения микро-роботов является транспорт грузов [4]. При этом в качестве груза могут выступать как пассивные твердые частицы, так и капли. Наибольшее количество исследований по перемещению грузов с помощью активных частиц было связано с задачами, где груз непосредственно прикреплялся к активной частице, хотя известны и методы, когда активная Янус частицы “толкали” груз без непосредственного контакта. В настоящее время в основном исследования посвящены движению одиночных капель и гораздо меньшее внимание уделяется вопросам взаимодействия капель. Механизмы, отвечающие за перемещения капель, могут весьма разнообразными: течение Марангони; движение под действием магнитного поля; движение капель на текстурированном основании. Одним из открытых вопросов в области мягких микромоторов остается задача, связанная с созданием эмульсий в которой активные капли смогли бы эффективно перемещать пассивные капли на заданное расстояние. Монодисперсные капли октана и тридекана изготавливались с помощью системы микрофлюидики. Капли окта-

на в эмульсии располагались в один слой вблизи межфазной поверхности воздух-вода. Для активации капель октана использовался аммиак. Для этого, капля водного раствора аммиака наносилась на внешнюю поверхность эмульсии. Сразу после попадания аммиака в эмульсию начиналось активное движение капель. Капли октана двигались только в области эмульсии занятой аммиаком. Отталкивание капли октана от границы $H_2O/H_2O + NH_3$ в эмульсии обусловлено тем обстоятельством, что с ростом концентрации аммиака в растворе, уменьшается межфазное поверхностное натяжение вода-октан (Рис. 1.).

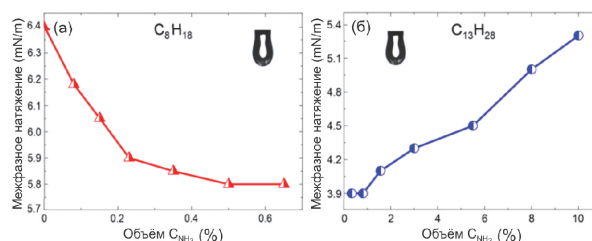


Рис. 1. – (а) Влияние объемной концентрации аммиака на межфазное поверхностное натяжение октан-вода (концентрация ДСН в водном растворе равна 57.8 мМ); (б) Влияние объемной концентрации аммиака на межфазное поверхностное натяжение тридекан-вода (концентрация ДСН в водном растворе равна 57.8 мМ).

В итоге вблизи поверхности капли возникает течение Марангони, которое способствует движению капли в направлении повышения концентрации аммиака в растворе. Движение капли в области эмульсии с однородным распределением аммиака обусловлено асимметричным распределением аммиака на межфазной поверхности движущейся капли. В передней области, движущейся капли, концентрация аммиака оказывается выше, чем в тыльной [5]. В силу того, что с ростом концентрации аммиака уменьшается поверхностное натяжение, на поверхности капли возникает течение Марангони, которое направлено из передней области капли в заднюю (Рис. 2а.). В процессе активного движения аммиак диффундирует из водного раствора в капли октана. Активное движение капель в эмульсии реализуется только в течение интервала времени, пока не будет достигнуто состояние химического равновесия между фазами. Так как растворимость аммиака в октане относительно невелика (0.33 мас.% ,20 °С), то для капель диаметром 70 мкм обычно время активного движения в эмульсии не превышает несколько минут.

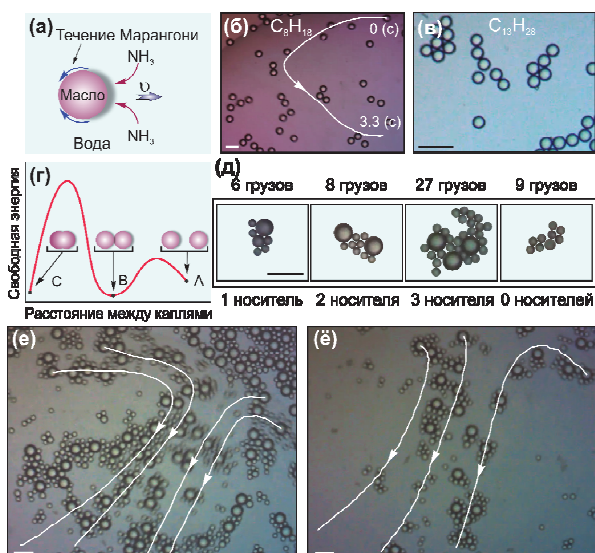


Рис. 2. Движение агломератов в эмульсии, состоящей из крупных активных капель и мелких пассивных капель (октан 100 мкм, тридекан 62 мкм): (а) Активное движение капли обусловлено возникновением течения Марангони на межфазной поверхности из-за неоднородного распределения аммиака; (б) Фотография активной эмульсии октан-в-воде; (в) Фотография пассивной эмульсии тридекан-в-воде; (г) Зависимость свободной энергии системы из двух капель от расстояния между ними: (А) капли расположены на некотором расстоянии друг от друга; (В) флокуляция капель; (С) коалесценция капель; (д) Фотография агломератов; (е) Фотография движущихся агломератов октан-тридекан (~ 35 % площади поверхности эмульсии занята каплями); (ё) Фотография движущихся агломератов октан-тридекан (~ 22 % площади поверхности эмульсии занята каплями). На линиях тока стрелками указано направление движения агломератов. Масштабные элементы: 200 мкм.

Одним из возможных методов управления скоростью движения активных капель в эмульсии может быть связан с изменением скорости диффузии аммиака из водной фазы в капли масла. В предельном случае непроницаемой межфазной поверхности асимметричность в распределении аммиака на поверхности капли нивелируется, что делает невозможным активное движение капли. Молекулы ДСН, расположенные на межфазной поверхности капли, образуют своеобразный “пористый слой”, через который диффундирует аммиак. Чем плотнее этот слой, тем меньше скорость диффузии аммиака через него. Одним из возможных методов увеличения адсорбции, является использование электролита. Электролит способствует экранированию заряженных групп молекул ДСН, поэтому молекулы стабилизатора плотнее упаковываются на межфазной поверхности капли. С увеличением концентрации электролита в растворе, снижается скорость диффузии аммиака в каплю. Используя подобный метод, можно управлять скоростью движения капель в эмульсии (Рис. 3). При этом скорость капель зависит также и от численной плотности капель в эмульсии и при ее увеличении скорость уменьшается.

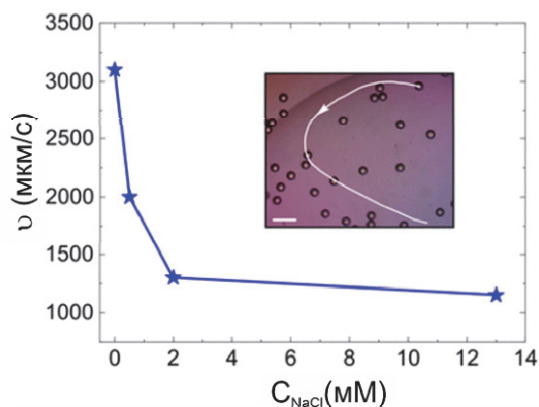


Рис. 3. – Влияние концентрации NaCl на среднюю скорость движения капель октана в эмульсии масло-в-воде (концентрация ДСН в водном растворе равна 57.8 мМ; для активации эмульсии использовался аммиак). Вставка демонстрирует траекторию движения капли в эмульсии октан-в-воде (масштабный элемент: 200 мкм).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

По результатам проведенной работы, был представлен новый тип сверхбыстрых активных капель в эмульсии масло-в-воде, которые могут использоваться для перемещения пассивных капель [6]. В эмульсии состоящей из смеси активных и пассивных капель возможно спонтанное образование композитов носитель-груз. Если диаметр активных капель оказывается больше или сопоставимым с диаметром пассивных капель, то в эмульсии наблюдается прямолинейное движение композита носитель-груз. При обратном соотношении диаметров капель агломераты демонстрируют вращательное движение в эмульсии, что делает невозможным их использование для перемещения пассивных капель.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. I. Apsite, A. Biswas, Y. Li, L. Ionov. Microfabrication Using Shape-Transforming Soft Materials // Adv. Funct. Mater. 2020. V. 30. P. 1908028.
2. H. Ning, Y. Zhang, H. Zhu, A. Ingham, G. Huang, Y. Mei, A. A. Solovov. Geometry Design, Principles and Assembly of Micromotors // Micromachines. 2018. V. 9. P. 75.
3. E. Karshalev, B. E.-F. de Ávila, J. Wang. Micromotors for “Chemistry-on-the-Fly” // J. Am. Chem. Soc. 2018. V. 140(11). P. 3810-3820.
4. L. Wang, J. Simmchen. Review: Interactions of Active Colloids with Passive Tracers // Condens. Matter – 2019. – V. 4(3). P. 78.
5. V. G. Levich, Physicochemical hydrodynamic // Prentice-Hall: N.J. 1962.
6. B. Kichatov, A. Korshunov, V. Sudakov, V. Gubernov, A. Golubkov, A. Kiverin. Superfast Active Droplets as Micromotors for Locomotion of Passive Droplets and Intensification of Mixing // ACS Appl. Mater. Interfaces. 2021. V. 13. P. 38877-38885.

СМЕШАННАЯ КОНВЕКЦИЯ ПРИ ПОДЪЕМНОМ ТЕЧЕНИИ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА В ОБОГРЕВАЕМОЙ КРУГЛОЙ ТРУБЕ В ПОПЕРЕЧНОМ МАГНИТНОМ ПОЛЕ

Особенности теплообмена в каналах при течении жидкометаллических теплоносителей важны как для реальных технических аппаратов, так и для проектируемых. Одним из важнейших приложений, где применение жидких металлов (ЖМ) имеют хорошие перспективы, является разработка термоядерного реактора типа «ТОКАМАК» с магнитным удержанием плазмы. Известно, что магнитное поле оказывает существенное влияние на структуру потока [1], а в случае термоядерного реактора будет оказано сильное воздействие на течение и теплообмен ЖМ термогравитационной конвекции (ТГК) и поперечным магнитным полем (МП), одновременное влияние которых сложно и существенно различается в зависимости от чисел Ричардсона и Стюарта:

$$Ri = \frac{Gr}{Re^2} \quad (1)$$

$$N = \frac{Ha^2}{Re} \quad (2)$$

В данной работе было проведено комплексное исследование смешанной конвекции при подъемном течении ЖМ в круглой трубе в поперечном магнитном поле с помощью эксперимента и прямого численного моделирования (DNS). На рис. 1. схематично изображена конфигурация исследуемой задачи, с указанием направления течения, плоскости приложения магнитного поля и варианта обогрева.

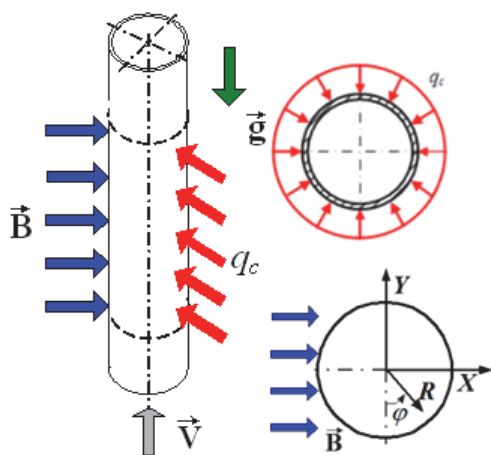


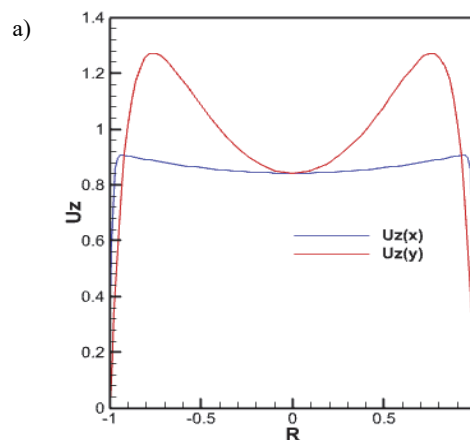
Рис. 1. Рассматриваемая схема течения и обогрева в круглой трубе.

Эксперименты проводились на ртутном МГД-стенде РК-2 объединенного комплекса МЭИ – ОИВТ РАН. Режимные параметры эксперимента варьировались в следующих диапазонах: числа Рейнольдса $1 \cdot 10^4 - 9 \cdot 10^4$, Гартмана $Ha = 0 - 550$ и Грасгофа $Gr_q = (0,35 \div 1,2) \cdot 10^8$ плотность теплового потока $q = 15-50$ кВт/м². Про проведенный эксперимент более детально можно посмотреть в работе [2].

DNS код, подробно описанный в [3], обеспечивает решение системы уравнений магнитной гидродинамики с помощью вычислительной схемы, основанной на методе конечных разностей. Магнитное поле и обогрев моделировались максимально приближенно к конфигурации эксперимента. Число Прандтля принималось равным 0,025, число Рейнольдса – 10000; 12000, числа Ричардсона фиксировались в диапазоне 0-2,4, а числа Гартмана - 0-300.

Влияние магнитного поля на смешанную конвекцию проявляется в подавлении турбулентного переноса и ламинизацией течения по всему объему с высокими градиентами скоростей. Под действием сил плавучести формируется осесимметричный М-образный профиль, а пондеромоторная сила [1] вызывает его уплощение в плоскости вдоль магнитного поля (рис. 2).

Возникающая топология продольного поля скоростей приводит к значительной неоднородности в распределении температуры стенки, что показано на рис. 3.



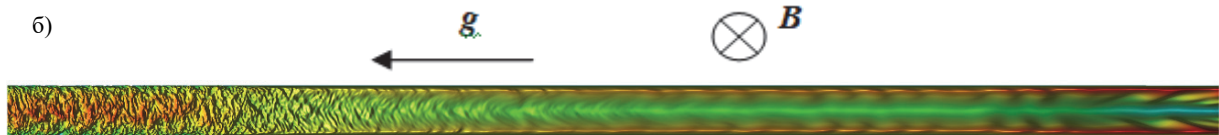


Рис. 2. а) профиль усредненной продольной компоненты скорости U_z вдоль осей X и Y при $Re=10000$, $Ri=0.677$ и $Na=200$ $z/d=39$ и изолированных стенках; б) мгновенное поле продольной компоненты скорости в осевом сечении плоскостью ZY в трубе с изолированными стенками при $Re=10000$, $Na=200$, $Ri=0,677$. Поле представлено в виде поверхности $f=U_z(y,z)$. DNS расчет.

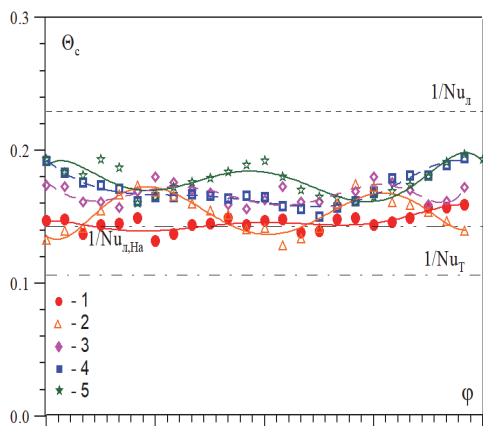


Рис. 3. Распределение безразмерной температуры стенки θ_c в сечении $z/d=38$, построенная по экспериментальным

данным, при $Re=12000$, $Gr_q = 0,75 \cdot 10^8$ ($q_c=30$ кВт/м²): 1 - $Na=0$; 2 - 150; 3 - 350; 4 - 450; 5 - 550.

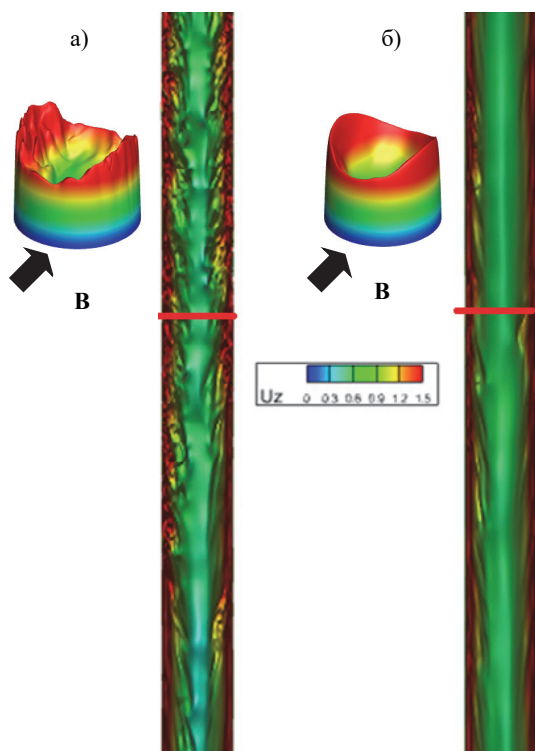


Рис. 4. Мгновенное поле продольной компоненты скорости в осевом сечении плоскостью ZY в трубе с изолированными (а) и идеально проводящими (б) стенками при $Re=10000$, $Na=100$, $Ri=2,4$. Поле представлено в виде поверхности $f=U_z(y,z)$ в диапазоне $26 < z/d < 36$. DNS расчет.

Анизотропный эффект магнитного поля в различных плоскостях вдоль потока приводит к образованию пристеночных течений в слоях Роберта, подобных струям. Такие струи могут либо подавляться с увеличением числа Гартмана, либо усиливаться с увеличением числа Ричардсона, что приводит к неустойчивости. Конечная проводимость стенки приводит к уменьшению скорости в таких струях, что можно увидеть на рис. 4.

Таким образом, с помощью эксперимента и прямого численного моделирования были изучены влияния термогравитационной конвекции и поперечного магнитного поля. Установлено, что ТГК и МП оказывают «внешнее» и «структурное» воздействия, что в свою очередь приводит к неоднородности распределения температур стенок. Также под действием МП в слоях Роберта образуются пристеночные течения, скорость в которых уменьшается с увеличением проводимости стенок.

Работа выполнена при поддержке гранта Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках Государственного задания № FSWF-2023-0017 (Соглашение № 075-03-2023-383 от 18 января 2023 г.) в сфере научной деятельности на 2023-2025 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гидродинамика и теплообмен МГД-течений в каналах. / Генин Л.Г., Свиридов В.Г. М.: Изд-во "МЭИ", 2001. 199 с.
2. Лучинкин Н.А. Исследование теплообмена в жидкометаллической ячейке с двойной системой охлаждения применительно к модулю blankets термоядерного реактора: дис. канд. техн. наук 1.3.14. М:МЭИ. – 2023.
3. Zikanov O., Listratov Y., Sviridov V. Natural convection in horizontal pipe flow with a strong transverse magnetic field // J. Fluid Mech. 2013. T. 720, P. 486-516.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА АККОМОДАЦИИ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ ЛОБОВОГО ТОРМОЗНОГО ЭКРАНА С НАБЕГАЮЩИМ ПОТОКОМ

ВВЕДЕНИЕ

Представленный в работе метод может быть применен для исследования свойств набегающего газового потока при движении спускаемого аппарата в атмосфере планеты. В ситуациях, когда прямые измерения затруднительны или невозможны, для расчета характеристик потока могут быть использованы методики, основанные на обработке косвенных данных о тепловом состоянии лобового тормозного экрана [1]. Такие методики базируются на решении обратных задач теплопереноса. В представленной работе для оценки коэффициента аккомодации в формуле Фея-Риддела используется метод итерационной регуляризации для минимизации целевого функционала экспериментальных и расчетных температур.

1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

Для расчета величин конвективного теплового потока при обтекании сферически затупленного конуса свободномолекулярным потоком может быть использовано полуэмпирическое уравнение Фея-Риддела [2,3]:

$$q_w = a_g P_\infty \left(\frac{RT_\infty}{2\pi\mu} \right)^{0.5} \left[\left(S^2 + \frac{k}{k-1} - \frac{1}{2} \frac{(k+1)}{(k-1)} \frac{T_w}{T_\infty} \right)^* \right. \\ \left. * \chi(S_\theta) - 0.5 \exp(-S_\theta^2) \right] \quad (1)$$

где $\chi(x) = \exp(-x^2) + \pi^{0.5} x(1 + \operatorname{erf}(x))$; x - координата вдоль криволинейной поверхности; $\operatorname{erf}(x) = 2\pi^{-0.5} \int_0^x \exp(-t^2) dt$ - функция ошибок;

$S = \sqrt{(k/2)} M_\infty$ - скоростное отношение;

$S_\theta = S \cos(\theta)$; θ - угол падения линии тока к поверхности обтекаемого элемента;

$a_g = (E_i - E_r)/(E_i - E_w)$ коэффициент термической аккомодации, E_i , E_r - энергия падающих и отраженных молекул, а E_w - энергия отраженных молекул, в случае их полного отражения с максвелловским распределением скоростей, при температуре поверхности тела T_w .

Использование уравнения Фея-Риддела (1) сопряжено с рядом трудностей. В частности, экспериментальное измерение коэффициента аккомодации крайне затруднено, даже в лабораторных условиях.

Тепловое состояние системы (пограничный слой - лобовой тормозной экран) будет описываться совместным решением внешней и внутренней задач теплопереноса система уравнений (2).

$$C(T) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] \quad x \in (0, L), \tau \in (0, \tau_m) \quad (2)$$

$$-\lambda(T) \frac{\partial T(0, \tau)}{\partial x} = q_w$$

$$\lambda(T) \frac{\partial T(L, \tau)}{\partial x} = q_{\text{внут}}(\tau)$$

$$T(x, \tau_0) = T_0(x)$$

Дополнительная информация, необходимая для определения неизвестного коэффициента получается с помощью термодатчиков, интегрированных в лобовой тормозной экран:

$$T(d_m, \tau) = f_m(\tau) \quad m = \overline{1, M}, \tau \in (0, \tau_m) \quad (3)$$

где $T(d_m, \tau)$ $m = \overline{1, M}$ расчетная температура в точках установки термодатчиков с координатой d_m , m - номер датчика; $f_m(\tau)$ - показания термодатчиков.

Для получения граничного условия задачи на внутренней границе экрана монтируется датчик теплового потока.

Кривизной поверхности можно пренебречь в силу того, что диаметр и радиус скругления лобового тормозного экрана значительно превышают его толщину.

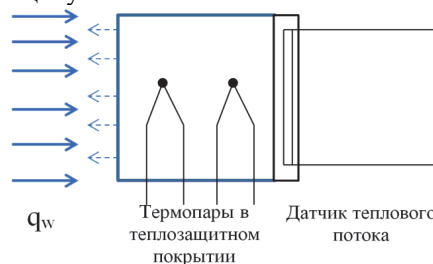


Рис. 1 Пример схемы температурных измерений в лобовом тормозном экране.

2. МЕТОДИКА РЕШЕНИЯ

Использование одномерной модели было допустимо по причине многократного превышения радиуса затупления экрана над толщиной тепловой защиты. Граничное условие на внешней границе может быть определено во время предварительного эксперимента с использованием показаний датчика теплового потока [1].

В таком случае, расчет коэффициента аккомодации (из уравнения (1)) будет являться классической обратной задачей. В силу некорректности обратных задач для ее решения необходимо применять специальные методы, позволяющие получить устойчивое решение [4].

Одним из наиболее результативных и хорошо себя зарекомендовавшим на практике является метод итерационной регуляризации. В методе итерационной регуляризации поиск точного решения осуществляется путем минимизации целевого функционала расчетных и экспериментально измеренных температур, который может быть представлен в следующем виде:

$$J(a) = \frac{1}{2} \sum_{m=1}^M \int_0^{\tau_m} [T(d_m, \tau) - f_m(\tau)]^2 d\tau$$

(4)

При этом поиск экстремума функции (4) будет осуществляться методами минимизации первого порядка:

$$a^{s+1} = a^s - \gamma_s G(J_a'(a^s)), \quad s = 0, 1, \dots, s^* \quad (5)$$

$$\gamma_s = \underset{\gamma > 0}{\text{Argmin}} J(a^s - \gamma G(J_a'(a^s)))$$

где s – номер итерации; γ_s – глубина спуска; $G(J_a'(a^s))$ – оператор, характеризующий используемый метод минимизации; a^0 – задаваемое априорно начальное приближение; s^* – номер последней итерации, определяемый в процессе решения задачи из регуляризующего условия останова [5].

3. ВЕРИФИКАЦИОННЫЙ ЭКСПЕРИМЕНТ

Для верификации представленной методики планируется использовать экспериментальные данные, полученные на стенде конвективного нагрева в «Тепловой лаборатории НИО-601» МАИ [1]. Схема эксперимента представлена на рис. 2.

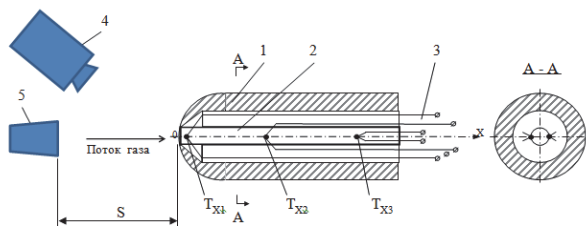


Рис. 2. Схема тепловых испытаний на установке УКН-1 с датчиком теплового потока ДТП-ГД-2: 1 – корпус датчика, 2 – чувствительный элемент (ЧЭ), 3 – выводы термпар, 4 – тепловизионная камера, 5 – сопло источника нагрева, TX1, TX2, TX3 – термопары [1].

В качестве источника конвективного нагрева в эксперименте использовалась высокотемпературная газовая горелка.

Для диагностики реализуемых на установке УКН-1 тепловых воздействий, использовались стационарные датчики теплового потока стержневого типа, фотографии такого датчика представлена на рис. 3.



Рис. 3. Датчик плотности теплового потока ДТП-ГД-2.1 [1].

Внешний вид установки УКН-1 с установленной газовой горелкой и датчиком теплового потока ДТП-ГД-2.1 представлен на рис.4.

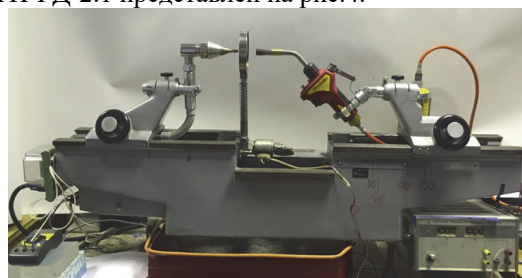


Рис. 4. Внешний вид экспериментальной установки УКН-1 [1].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представленная в работе методика позволит в будущем производить вычисление коэффициента аккомодации лобового тормозного экрана с достаточно высокой точностью, а ее верификация на данных реального эксперимента позволит доказать ее эффективность для расчета параметров перспективных изделий.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и образования Российской Федерации по проекту FSFF-2023-0007.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Reviznikov D.L., Neverova D.A., Nenarokomov A.V., Morzhukhina A.V., Chumakov V.A. Identification of gas properties via measurements of absorbed heat flux. Journal of Engineering Thermophysics. 2022. T. 31. № 2. С. 248-260.
2. Никитин П.В. Тепловая защита. - М: Изд-во МАИ 2005 С. 511 с.
3. Алифанов О.М., Иванков А.А., Нетелев А.В., Финченко В.С. Применение аэроупругих устройств с гибкой тепловой защитой для торможения аппаратов в атмосфере планет. Тепловые процессы в технике. 2014. Т. 6. № 7. С. 301-307.
4. Тихонов А.Н., Арсенин В.Я. Методы решения некорректных задач.- М.: Наука, 1986, 288 с.
5. Алифанов О.М., Артюхин Е.А., Румянцев С.В. Экстремальные методы решения некорректных задач и их приложения к обратным задачам теплообмена, М.: Наука, 1988, - 288с.

ВЛИЯНИЕ ТУРБУЛЕНТНЫХ ПУЛЬСАЦИЙ НА СКОРОСТИ ХИМИЧЕСКИХ РЕАКЦИЙ

ВВЕДЕНИЕ

Известно, что в реагирующих течениях скорость образования химического компонента в общем случае является функцией плотности, температуры и концентраций компонентов. Эта функция существенно нелинейна относительно своих аргументов, поэтому в турбулентных течениях допущение о том, что средняя скорость определяется через средние значения своих аргументов, может приводить к грубым ошибкам. На самом деле, средняя скорость реакций зависит не только от средних значений газодинамических параметров, но и существенным образом от пульсаций этих величин. Наличие корреляций пульсаций температуры и концентраций приводит к тому, что скорость процесса может, как увеличиваться, так и уменьшаться. Целью данной работы является создание модели, учитывающей влияние турбулентности на осредненные скорости химических реакций и получение явных формул для взаимных корреляций пульсаций температуры и концентраций реагирующих компонентов.

1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

Скорость образования компонента s в результате химических реакций складывается из скоростей всех реакций, в которых он участвует [1]:

$$\dot{w}_s = M_s \sum_{k=1}^K (v''_{k,s} - v'_{k,s}) R_k \quad (1)$$

Скорости химических реакций определяются на основе закона действующих масс:

$$R_k = \left(F_k \prod_{s=1}^{N_C} \left(\frac{\rho C_s}{M_s} \right)^{v'_{k,s}} - B_k \prod_{s=1}^{N_C} \left(\frac{\rho C_s}{M_s} \right)^{v''_{k,s}} \right) \quad (2)$$

Здесь: K – число реакций, которые протекают в химически реагирующей системе; $v'_{k,s}$ – стехиометрический коэффициент компонента s в k -ой прямой реакции (слева направо); $v''_{k,s}$ – стехиометрический коэффициент компонента s в k -ой обратной реакции (справа налево); F_k и B_k – коэффициенты скоростей прямой и обратной k -ой реакции, зависящие только от температуры T ; M_s – молекулярная масса компонента s ; ρ – плотность.

В турбулентном течении необходимо получить формулы для осредненных значений следующих комплексов вида

$$k \left(\frac{\rho C_s}{M_s} \right) \left(\frac{\rho C_r}{M_r} \right) = k \gamma_s \gamma_r, \quad (3)$$

в которых $k=k(T)$ – коэффициент скорости прямой или обратной реакции, определяемый по формуле:

$$k = A T^b \exp \left(-\frac{T_a}{T} \right), \quad (4)$$

$\gamma_s = \left(\frac{\rho C_s}{M_s} \right)$ – мольная концентрация компонента.

После преобразований можно получить следующую аппроксимацию осредненного комплекса (3):

$$\overline{k \gamma_s \gamma_r} = \frac{\bar{\rho}^2}{M_s M_r} \times \left[\bar{k} \left(\widetilde{C_s C_r} + C_s'' C_r'' \right) + \frac{dk}{dT} (\bar{T}) \left(T'' C_r'' \widetilde{C_s} + T'' C_s'' \widetilde{C_r} \right) \right] \quad (5)$$

Для осредненных по Фавру ковариаций пульсаций $C_s'' C_r''$ в монографии [1] получены уравнения переноса:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \left(\bar{\rho} C_s'' C_r'' \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\bar{\rho} \tilde{u}_j C_s'' C_r'' \right) = \\ = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\frac{\mu_r}{Sc_r} + \frac{\mu}{Sc} \right) \frac{\partial}{\partial x_j} \left(C_s'' C_r'' \right) \right] + \\ + 2 \frac{\mu_r}{Sc_r} \frac{\partial \tilde{C}_r}{\partial x_j} \frac{\partial \tilde{C}_s}{\partial x_j} - 2 C_f \bar{\rho} C_s'' C_r'' \frac{\varepsilon}{K} + \overline{C_s'' \dot{w}_r} + \overline{C_r'' \dot{w}_s} \end{aligned} \quad (6)$$

Аналогичные уравнения получены для ковариаций $T'' C_r''$ [1]. Для замыкания полученной системы используются следующие соотношения:

$$\overline{C_s'' \dot{w}_r} = \sum_{q=1}^{N_C} \frac{\partial \bar{\dot{w}_r}}{\partial C_q} \widetilde{C_s'' C_q''} + \frac{\partial \bar{\dot{w}_r}}{\partial T} C_s'' T'' \quad (7)$$

$$T'' \dot{w}_s \approx \sum_{q=1}^{N_C} \frac{\partial \bar{\dot{w}_s}}{\partial C_q} T'' C_q'' + \frac{\partial \bar{\dot{w}_s}}{\partial T} T''^2 \quad (8)$$

Число уравнений вида (6) достаточно велико. Например, для реакций горения водорода в воздухе, включающем компоненты H_2 , O_2 , H_2O , OH , O , H , H_2O_2 , HO_2 , N_2 , N , NO , количество таких уравнений равно 55. Плюс 11 уравнений переноса ковари-

аций $\widetilde{T}''C_r''$. С учетом того, что все эти уравнения являются жесткими из-за присутствия в источнике членов $C_s''\dot{w}_r$ и $T''\dot{w}_s$, решение общей системы становится математически очень громоздким.

Установлено [1], что на практике при расчетах большинства течений можно использовать существенно более простые модели. Представляется возможным не решать дифференциальные уравнения для потоков и ковариаций, а использовать их как руководство для получения этих простых моделей.

Производные зависимой переменной появляются в уравнениях переноса только в производной по времени, в конвективных и диффузионных членах. Простейший подход получается, если отбросить эти члены. В этом случае мы получим алгебраические уравнения для дополнительных неизвестных величин (дисперсий, ковариаций и т.д.).

В этом случае из (6) следует:

$$2 \frac{\mu_T}{Sc_T} \frac{\partial \widetilde{C}_r}{\partial x_j} \frac{\partial \widetilde{C}_s}{\partial x_j} - 2C_f \bar{\rho} \widetilde{C_s'' C_r''} \frac{\varepsilon}{K} + C_s'' \dot{w}_r + C_r'' \dot{w}_s = 0, \quad (9)$$

С учетом формул (7),(8) и аналогичных соотношений для $\widetilde{T}''C_r''$ и T''^2 получаем систему линейных алгебраических уравнений относительно всех ковариаций, входящих в формулы (5), которая решается итеративно.

На самом деле, при использовании метода установления, достаточно одной итерации на каждом шаге по времени в каждой точке реагирующего потока.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Предложенная методика была опробована на простейших тестовых расчетах.

В качестве примера на рисунках 1, 2 представлено осевое изменение температуры и мольной доли воды в горячей струе водорода.

Результаты расчетов без учета влияния турбулентности (кривая 2) и с учетом влияния турбулентности на горение (кривая 3) сравниваются с экспериментальными данными Кента и Билджера [2] (символы под номером 1).

Условия эксперимента следующие. Через сопло с выходным диаметром 7.62 мм подается водород. Сопло идеально спрофилировано. Размер кромки среза сопла равен 0.1мм. Скорость водорода на срезе сопла равен 151 м/с, скорость спутного потока воздуха 15.1 м/с.

Начальная температура водорода и воздуха в расчетах принималась равной 293 К.

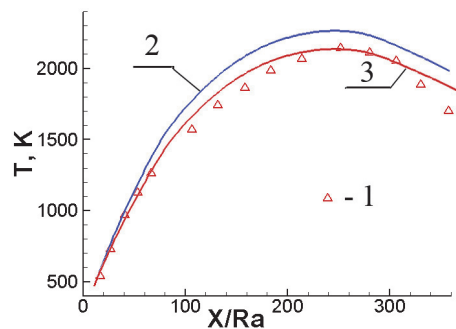


Рис. 1. Распределение температуры вдоль оси струи водорода, взаимодействующей со спутным потоком воздуха: 1 - эксперимент [2], 2 - расчет без учета влияния турбулентности, 3 - расчет с учетом влияния турбулентности на горение.

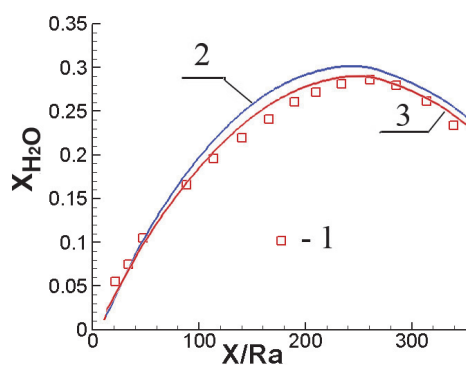


Рис. 2. Распределение мольной доли воды вдоль оси струи водорода, взаимодействующей со спутным потоком воздуха: 1 - эксперимент [2], 2 - расчет без учета влияния турбулентности, 3 - расчет с учетом влияния турбулентности на горение.

Сравнение результатов расчета с экспериментом показывает, что учет влияния турбулентных пульсаций на скорость реакций позволяет улучшить совпадение расчетных и экспериментальных данных.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложена модель учета влияния турбулентных пульсаций на осредненные скорости химических реакций, позволяющая получить явные формулы для осредненных скоростей образования химических компонентов. В представленной модели учтены взаимодействия между всеми случайными величинами, входящими в скорости образования. Проведенные тестовые расчеты показали удовлетворительное совпадение с экспериментом.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Молчанов А.М. Неравновесная высокоэнтальпийная термогазодинамика. М.: Московский авиационный институт, 2020. 160 с.
2. Kent J. H., Bilger R. W. Turbulent diffusion flames. // Fourteenth Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute, 1973. PP. 615-625.

ИССЛЕДОВАНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПЛАЗМЕННЫХ СИСТЕМ ТЕРМОХИМИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ТОПЛИВА, ОЦЕНКА ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА ТОЧНОСТЬ ИССЛЕДОВАНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

Плазменные системы термохимической подготовки топлива представляют собой перспективное направление развития теплоэнергетических комплексов использующих твердое топливо. Плазменно-топливные системы (ПТС) способны значительно улучшить экологические и экономические показатели процессов сжигания, вытесняя из баланса дорогостоящие растопочные виды топлива. Однако, несмотря на потенциальные преимущества, существует ряд нерешенных вопросов, связанных с аэродинамическими характеристиками этих систем. [1]

В данной статье рассматриваются основные аспекты подготовки к экспериментальному исследованию масштабных моделей ПТС высокого уровня готовности на базе горизонтальных плазматронов.

Целью работы является систематизация результатов исследований в области аэродинамики ПТС, полученных для математических и физических моделей 3 уровня технологической готовности (TRL 3), а также определение ключевых факторов влияющих на точность исследования.

1. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПТС

1.1. Математическое моделирование

Объектом исследования является ПТС, аналогичная установленной для котла ТПЕ-215 на Гусиноозерской ГРЭС АО «Интер РАО – Электрогенерация» [2]. Отличительной особенностью рассматриваемой системы розжига является подвод потока плазмы нормально к потоку аэросмеси двигающейся в каналах горелки.

Для математического моделирования создана универсальная расчетная геометрия ПТС сохраняющая особенности движения газа в каналах плазматрона и адаптированная к дальнейшему физическому моделированию. Визуализация расчетной геометрии представлена на рис 1.

Расчетная геометрия преобразована в сетку конечных элементов для возможности решения задач по поиску характеристик течения газов в частных дифференциальных уравнениях.

На основе предварительного анализа сходимости была построена сеточная математическая модель ПТС, состоящая из 3718800 tet-элементов и 1237217 узлов. Максимальный размер элементов составил 0,5 м. Размер элементов поверхности канала основного потока составил 0.005 м. Минимальный радиус кривизны 0.0005 м. Для канала основного потока аэросмеси учтены 6 структури-

рованных слоев пограничного слоя. Визуализация расчетной сетки представлена на рис. 2 и 3.

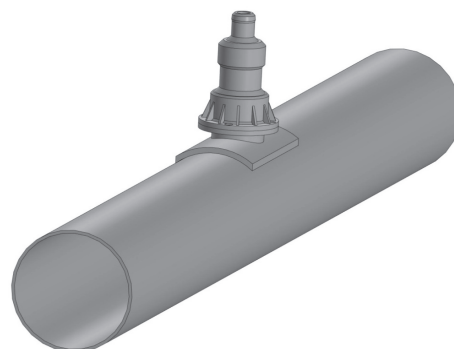


Рис. 1. Визуализация расчетной геометрии



Рис. 2. Визуализация расчетной сетки канала основного потока аэросмеси.

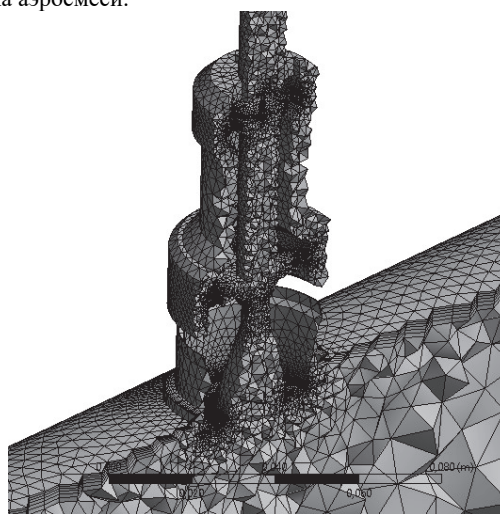


Рис. 3. Визуализация расчетной сетки канала плазматрона.

На основе полученной расчетной сетки произведены исследования по оценке аэродинамических характеристик модели.

1.2. Физическое моделирование

Верификация расчетной модели проведена путем сопоставления данных математического моделирования с данными, которые получены на физической модели.

Для стенда физического моделирования на основе полученной расчетной геометрии была изготовлена полимерная модель на 3D принтере Anycubic Mono 4K с разрешением печати 3840×2400. Полимерная печать позволила добиться высокой степени соответствия геометрии физической и математической модели.

Модель плазматрона включена в аэродинамический стенд с функцией задания скоростей потоков имитирующих поток аэросмеси и плазмообразующего газа с возможностью контроля перепадов давления в месте установки плазматрона и возможностью оценки профиля скоростей после смешения газовых потоков.

2. СОПОСТАВЛЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ МОДЕЛИРОВАНИЯ

Верифицированная математическая модель показала удовлетворительное качество моделирования в рабочих диапазонах соотношения объемных расходов сред. Визуализация распределения поля скоростей в каналах плазматрона и канале потока аэросмеси представлена на рис. 5. Сопоставление профилей скоростей физической и математической модели представлено на рис. 6.

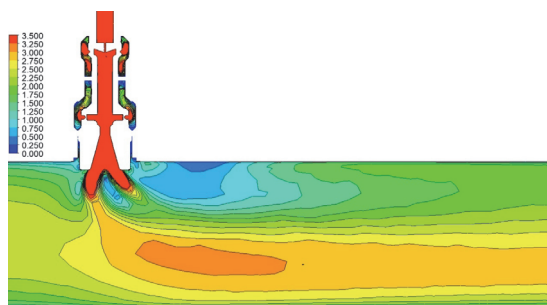


Рис. 5. Визуализация распределения поля скоростей в каналах плазматрона и канале потока аэросмеси.

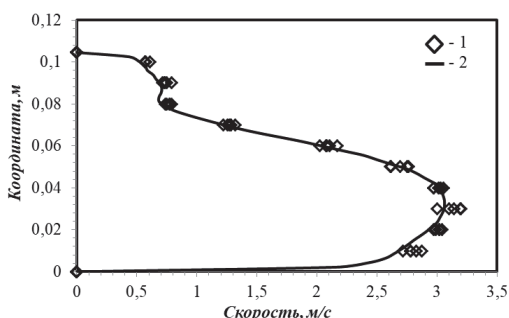


Рис. 6. Профиль скорости в канале за зоной смешения, где: 1 –экспериментальные данные, 2 – данные моделирования.

Средняя абсолютная ошибка при сопоставлении экспериментальных и расчетных данных не превышает 0,2 м/с в отношении профилей скоростей.

3. ОЦЕНКА ТОЧНОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ

Поскольку математическая модель станет основой для масштабирования и построения физической модели ПТС высокого уровня готовности, то возникает необходимость оценки точности моделирования и оценки влияющих факторов основных измеряемых величин входящих в методику оценки аэродинамических характеристик.

Рассматриваемые параметры: атмосферное давление, влажность, температура окружающей среды, давление, температура и скорость сред в ПТС.

Выявлено, что точность измерения скорости сред в ПТС является определяющим фактором в оценке точности аэродинамических характеристик. Использование в физических моделях общепромышленных приборов измерения скорости с относительной погрешностью 5% приведет к росту относительной погрешности оцениваемых аэродинамических характеристик до 12% и более.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Математическое моделирование ПТС методами конечных элементов с верификацией через сопоставление результатов с данными физического моделирования является эффективным способом оценки аэродинамических характеристик ПТС.

Однако при масштабировании физических моделей и переходе к более высоким уровням готовности технологий требуется уделять особое внимание точности измерений параметров входящих в методику оценки аэродинамических характеристик.

Для увеличения итоговой точности оценки аэродинамических характеристик на последующих этапах моделирования требуется разработка систем измерения и контроля скорости потоков сред в ПТС обеспечивающих класс точности образцового средства измерения.

Работа выполнена в рамках государственного задания Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (тема № 123102000012-2 Комплексное исследование аэродинамических характеристик плазменных систем термохимической подготовки топлива, соглашение № 075-03-2023-028/1 от 05.10.2023 г.)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Батухтин А.Г. Плазменно-топливные системы как возможность повышения экологических показателей ТЭЦ на примере источников теплоснабжения города Читы / А.Г. Батухтин, М.С. Басс М.С., А.А. Середкин.
2. Сосин Д.В. Повышение эффективности и увеличение ресурса системы плазменного розжига путем ее модернизации на Гусиноозерской ГРЭС / Д.В. Сосин, А.В. Штегман, И.А. Рыжий, Е.А. Фоменко, С.Д. Бор, Ч.О. Цыренов, А.В. Яковенко // Теплоэнергетика. 2021. № 4. С. 55-63.

ВЛИЯНИЕ ПЛОЩАДИ ПРОХОДНОГО СЕЧЕНИЯ ПРИ РАЗНЫХ ВЫСОТАХ ВЫТЯЖНОЙ ШАХТЫ НА ТЕПЛООТДАЧУ ОДНОРЯДНОГО ПУЧКА ОРЕБРЕННЫХ ТРУБ С УЧЕТОМ ИХ ВНЕШНЕГО ЗАГРЯЗНЕНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

Аппараты воздушного охлаждения (АВО) широко распространены в таких отраслях промышленности как химическая, нефтехимическая, газовая, целлюлозно-бумажная, в тепло- и электроэнергетике, в холодильной технике, на атомных станциях. Данные аппараты используются для охлаждения технологических продуктов, охлаждения и конденсации парогазовых смесей, для нагрева воздуха, а также утилизации тепла отходящих продуктов сгорания природного газа или других газообразных сред.

АВО в основном функционируют в режиме вынужденной конвекции, вследствие чего для их работы расходуется значительное количество электроэнергии. В связи с этим можно сказать, что эффективность их эксплуатации напрямую зависит от количества потребляемой электрической энергии на привод вентиляторов.

При понижении температуры охлаждающего воздуха до некоторого значения вентиляторы могут быть частично или полностью отключены с обеспечением нормативной тепловой мощности. Также для усиления естественной тяги воздуха (свободной конвекции) над теплообменным пучком оребренных труб, согласно работе [1], возможно применение конструктивного устройства в виде вытяжной шахты. При этом интенсивность свободноконвективного теплообмена со стороны оребрения увеличивается в 5–8 раз [2].

Функционально работа вытяжной шахты в качестве побудителя движения воздуха через теплообменные секции качественно подобна работе вентилятора (вентиляторов). Принципиальное отличие состоит в том, что при этом процессе не требуется подвода энергии извне в явном виде, а интенсификация теплообмена осуществляется в пучках секций пассивным способом, конечным результатом которого является соответствующая величина энергосбережения [3].

Также стоит отметить, что АВО, состоящие из пучков биметаллических оребренных труб различных компоновок, обычно располагаются на открытом воздухе, что с течением времени приводит к внешнему межреберному загрязнению труб. Структура загрязнителей на поверхности оребрения полидисперсна и зависит от географической местности эксплуатации АВО.

Возможны загрязнения в виде заноса сухой землей, песком, гравием, смеси сухих листьев и травы, иголками сосновых и хвойных деревьев, цветочной пылью [4, 5]. Но в большинстве случаев загрязнение представляет различное сочетание отдельных чистых компонентов.

Цель данной работы – экспериментальное исследование и обобщение данных теплоотдачи однорядного пучка оребренных труб с кольцевым равномерным загрязнением в режиме свободной конвекции, интенсифицированной при помощи вытяжной шахты.

1. АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ ЭКСПЕРИМЕНТА

Исследования проводились на стандартных промышленных биметаллических оребренных трубах со спиральными накатными алюминиевыми ребрами следующих параметров: наружный диаметр $d = 56,8$ мм; диаметр трубы по основанию $d_0 = 26,4$ мм; высота ребра $h = 15,2$ мм; шаг ребра $s = 2,43$ мм; средняя толщина ребра $\Delta = 0,55$ мм; длина трубы $l_n = 330$ мм (теплоотдающая длина $l = 300$ мм), коэффициент оребрения трубы $\phi = 21,0$. Материал ребристой оболочки – алюминиевый сплав АД1М, материал несущей трубы – углеродистая сталь. Внешнее загрязнение межреберного пространства биметаллических ребристых труб создавалось путем равномерного плотного кольцевого наматывания льняного шнура на поверхность труб. В результате был образован слой загрязнения толщиной $\delta_3 = 2,9$ мм.

Схема экспериментальной установки для исследования теплообмена однорядного пучка оребренных труб в режиме свободной конвекции, интенсифицированной с помощью вытяжной шахты представлена в работе [6].

В ходе экспериментальных исследований над однорядным пучком труб устанавливалась вытяжная шахта с высотой $H = 0,52; 1,04; 1,72$ и $2,24$ м.

Экспериментальное исследование проводилось методом полного теплового моделирования. Подвод теплового потока к оребренным поверхностям обеспечивался за счет установки внутри оребренных труб трубчатых электронагревателей (ТЭНов). В ходе опытов электрическая мощность, подводимая к оребренным трубам, изменялась в пределах $W = 10–260$ Вт, средняя температура стенки у основания ребер составляла $t_{ст} = 25–120^\circ\text{C}$, а температура окружающего воздуха в камере $t_0 = 19–23^\circ\text{C}$.

Для анализа влияния $\chi_{ш}$ на теплоотдачу однорядного пучка с внешним кольцевым межреберным загрязнением в режиме свободной конвекции, интенсифицированной при помощи вытяжной шахты различной высоты, на рис. 1 представлены экспериментальные зависимости относительного роста числа Нуссельта Nu/Nu_0 при постоянном числе $Ra = Gr \cdot Pr = (g\beta d_0^3(t_{ст} - t_0)/\nu\alpha = 10^5$, где $Nu = \alpha d_0/\lambda$ – число Нуссельта для режима интенсифицированной свободной конвекции; $Nu_0 = 0,02124 \cdot Ra^{0,34}$ – число Нуссельта для режима свободной конвекции.

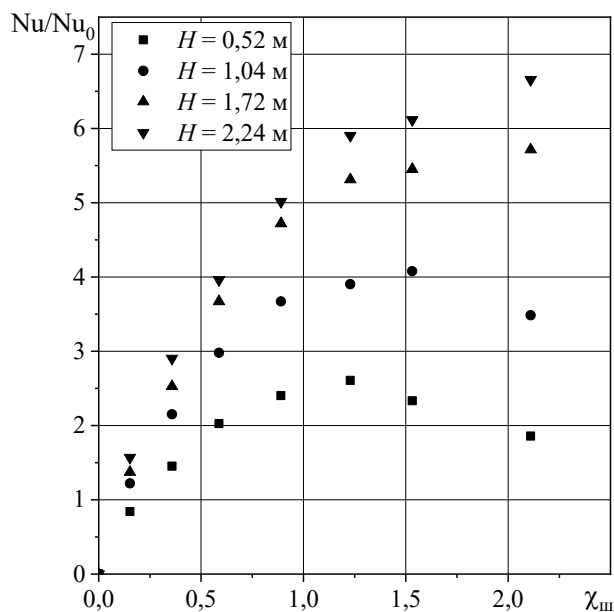


Рис. 1. Зависимости относительного увеличения числа Nu/Nu_0 от коэффициента сужения площади вытяжной шахты по отношению к сжатому сечению пучка $\chi_{ш}$ в режиме свободной конвекции, интенсифицированной при помощи вытяжной шахты различной высоты, при постоянном числе $Ra = 10^5$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

С увеличением площади выходного отверстия шахты снижается аэродинамическое сопротивление шахты, увеличивается расход воздуха через пучок труб и повышается теплоотдача пучка.

Однако, при некотором значении площади отверстия в шахте начинают возникать обратные потоки холодного воздуха в шахту (гейзерные течения [7]), которые приводят к снижению числа Нуссельта.

Для высоты вытяжной шахты $H = 0,52$ м оптимальный коэффициент сужения при котором происходит максимальная теплоотдача однорядного пучка составляет $\chi_{ш}^{opt} = 1,25$; для $H = 1,04$ м – $\chi_{ш}^{opt} = 1,52$. Для высот вытяжной шахты $H = 1,72$ и $H = 2,04$ м значение оптимального коэффициента $\chi_{ш}^{opt}$ не наблюдается, это свидетельствует о дальнейшем увеличении теплоотдачи пучка.

При дальнейшем увеличении $\chi_{ш} > \chi_{ш}^{opt}$ теплоотдача снижается из-за наличия гейзерных течений.

Работа выполнена при финансовой поддержке Белорусского республиканского фонда фундаментальных исследований (Т23РНФМ-005), а также в рамках проекта Государственной программы научных исследований «Энергетические и ядерные процессы и технологии» подпрограммы «Энергетические процессы и технологии» (задание 2.37, ГБ21-104).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Васильев Ю.Н., Марголин Г.А.** Системы охлаждения компрессорных и нефтеперекачивающих станций. М.: Недра, 1977.
2. **Кунтыш В.Б., Самылов А.И.** Исследование теплоотдачи однорядных пучков оребренных труб при совместном действии свободной и вынужденной конвекции воздуха // Изв.вузов. Сер. Энергетика. 1999. № 4. С. 59–68.
3. **Маршалова, Г.С.** Повышение энергосбережения в аппаратах воздушного охлаждения интенсификацией внешнего теплообмена / Г.С. Маршалова, А.Б. Сухоцкий, В.Б. Кунтыш // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2020. № 2. С. 3–7.
4. **Камалетдинов И.М.** Энергосбережение при эксплуатации аппаратов воздушного охлаждения на магистральных газопроводах. Автореферат канд. диссертации. Уфа, 2002.
5. **Беркутов Р.А.** Повышение энергоэффективности систем охлаждения газа на компрессорных станциях. Автореферат канд. диссертации. Уфа, 2010.
6. **Маршалова Г.С.** Тепловой расчет и проектирование аппаратов воздушного охлаждения с вытяжной шахтой: дис. ... канд. техн. наук : 01.04.14 / Г.С. Маршалова. Минск, 2019. 153 л.
7. **Маршалова Г.С., Сухоцкий А.Б.** Особенности гравитационного течения нагретого воздуха в вытяжной шахте над многорядным оребренным пучком. Инженерно-физический журнал. 2019. Т. 92. № 3. С. 619–625.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЦИЛИНДРА СО СТЕРЖНЯМИ-ТУРБУЛИЗАТОРАМИ

ВВЕДЕНИЕ

Актуальное направление в теплофизике – повышение эффективности теплообмена с помощью поверхностных интенсификаторов [1]. Поверхностные интенсификаторы позволяют увеличить коэффициент теплоотдачи (КТО) и снизить гидравлическое сопротивление. В работе экспериментально исследовано влияние стержней-турбулизаторов на течение и теплообмен вблизи одиночного цилиндра с применением PIV и градиентной теплотрии. Результаты исследования позволяют управлять потоком вблизи цилиндра за счет изменения структуры течения в пограничном слое и смещения точки его отрыва.

1. ПОСТАНОВКА ЭКСПЕРИМЕНТА

Эксперимент проводился в аэродинамической трубе Научно-образовательного центра «Теплофизика в энергетике» СПбПУ. Аэродинамическая труба замкнутого типа оснащена системой охлаждения воздушного потока, что позволяет поддерживать его температуру практически постоянной ($20 \pm 0,2^\circ\text{C}$) в течение длительных опытов.

Исследуемая модель выполнена в виде полого цилиндра диаметром 66 мм из листа стали толщиной 0,1 мм. Цилиндр имеет три патрубка, в один из которых осуществляется непрерывная подача пара парогенератором мощностью 4,2 кВт, в двух других патрубках обеспечивается отвод конденсата и излишков поступающего пара.

Исследуемый цилиндр проворачивается вокруг оси на угол φ от 0 до 180° с шагом в 10° . Шаг по углу определен в соответствии с занимаемым датчиком углом на поверхности цилиндра. На образующей цилиндра устанавливался градиентный датчик теплового потока (ГДТП) (рис. 1).

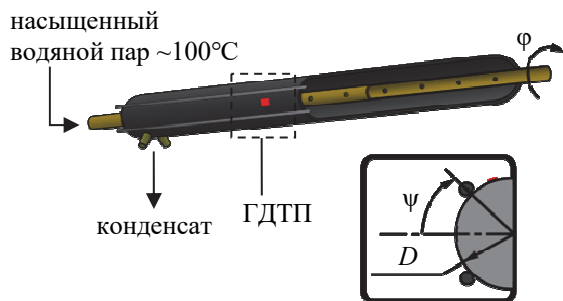


Рис. 1. Схема исследуемой модели со стержнями-турбулизаторами диаметром d и углом установки ψ .

Батарейный ГДТП выполнен из монокристаллического висмута размерами в плане 2×2 мм и

толщиной 0,2 мм. Вольт-ваттная чувствительность датчика составляет 4,7 мВ/Вт [2].

Два стержня-турбулизатора устанавливаются вплотную к образующим цилиндра. Для жесткого крепления стержней была выполнена рамка, обеспечивающая множество степеней свободы и отсутствие вибраций стержней. Длина исследуемого цилиндра составляет 600 мм, вследствие чего влияние концевых эффектов на поток воздуха не учитывалось. Стержни диаметром 1,6 и 3,2 мм устанавливались симметрично на угол $\psi = 15 \dots 90^\circ$, отсчитываемый от лобовой точки.

Для определения эффективности применяемого метода интенсификации помимо характеристик теплообмена необходимо рассчитать гидравлическое сопротивление. В работе использован метод, предложенный Р. А. Антониа и С. Раджагопалантом [3], где для определения сопротивления, действующего на круглый цилиндр, применяется формула:

$$C_D = 2 \int_{-\infty}^{+\infty} \left[\frac{U}{U_1} \left(\frac{U_1 - U}{U_1} \right) + \left(\frac{v^2 - u^2}{U_1^2} \right) \right] d \left(\frac{y}{d} \right), \quad (1)$$

где U – средняя скорость потока за телом; U_1 – скорость невозмущенного потока; u и v – продольные и поперечные среднеквадратичные отклонения (СКО) составляющих скорости; d – диаметр цилиндра.

Обобщение результатов по влиянию стержней-турбулизаторов как на теплообмен, так и на течение, в работе определена теплогидравлическая эффективность

$$\xi = \frac{Nu/Nu_0}{C_x/C_{x0}}, \quad (2)$$

где индекс «0» – значения для гладкого цилиндра.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

На рис. 2 представлены распределения местного числа Нуссельта, отнесенного к значению в лобовой точке.

При обтекании гладкого цилиндра отрыв потока происходит в диапазоне $\varphi = 85 \dots 88^\circ$, что не наблюдается при обтекании цилиндра с турбулизаторами: стержни смещают точку отрыва пограничного слоя. С точки зрения теплообмена наиболее эффективным оказался угол установки $\psi = 15^\circ$, причем для стержней обоих диаметров. Меньшее влияние на осредненный по поверхности КТО наблюдается при углах $\psi = 60$ и 90° , однако тонкий стержень эффективен во всем диапазоне рассматриваемых углов ψ .

Установлено, что угловое положение $\psi = 45^\circ$ требует более детального изучения, так как при разных режимах и толщинах турбулизатора распределения КТО сильно отличаются.

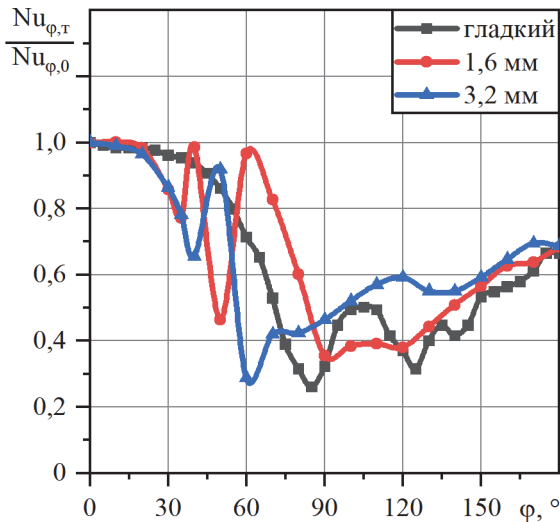


Рис. 2. Распределение местного числа Нуссельта в относительном виде при $Re = 9600$ и $\psi = 45^\circ$.

На рис. 3 представлены результаты визуализации течения при обтекании цилиндра с турбулизаторами различного диаметра d .

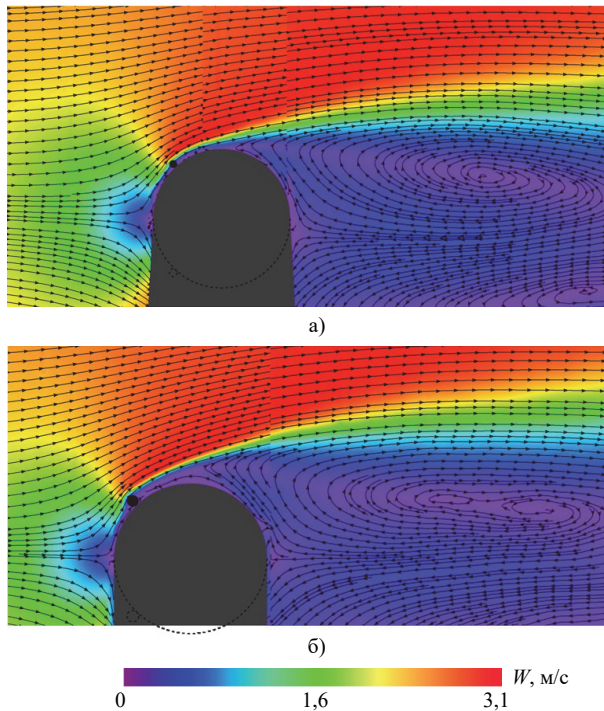


Рис. 3. Визуализация течения вблизи цилиндра со стержнями-турбулизаторами: а) $d = 1,6$ мм, б) $d = 3,2$ мм для $Re = 9600$ и угла установки $\psi = 45^\circ$.

При установке стержня $d = 3,2$ мм низкоэнергетическая зона за цилиндром шире как в продольном, так и в поперечном направлениях, в сравнении с турбулизаторами меньшего диаметра. В лобовой части обтекание идентично, что подтверждается совпадением кривых теплоотдачи (рис. 2).

По результатам PIV были получены распределения продольной составляющей скорости в следе за цилиндром, а также профили СКО пульсационных составляющих, что позволило рассчитать коэффициент сопротивления (1) и теплогидравлическую эффективность (2). Результаты расчета представлены на рис. 4.

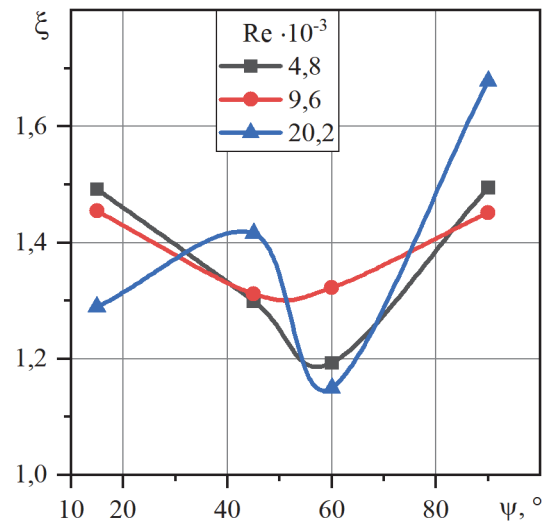


Рис. 4. Зависимость теплогидравлической эффективности от угла установки стержня-турбулизатора $d = 1,6$ мм

Эффективным с точки зрения снижения коэффициента сопротивления в рассматриваемом диапазоне чисел Рейнольдса оказывается угол $\psi = 90^\circ$ вне зависимости от диаметра турбулизатора. Значительное повышение теплогидравлической эффективности наблюдается при установке турбулизатора меньшего диаметра, причем явное повышение эффективности наблюдается при углах $\psi = 15$ и 90° . Стержень большего диаметра не оказывает сильного влияния на повышение эффективности, а наоборот, снижает ее в диапазоне $\psi = 45 \dots 50^\circ$.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Угол установки стержней-турбулизаторов по-разному влияет на течение и теплообмен: наиболее эффективные режимы и конфигурации системы для максимально интенсивного теплообмена не совпадают с таковыми для снижения аэродинамического сопротивления. Стержень диаметром 1,6 мм позволяет повысить теплогидравлическую эффективность во всем рассматриваемом диапазоне углов ψ , тогда как цилиндр диаметром 3,2 мм снижает теплогидравлическую эффективность в диапазоне углов $\psi = 50 \dots 70^\circ$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Промышленное** применение интенсификации теплообмена современное состояние проблемы (обзор) / И.А. Попов, Ю.Ф. Гортышов, В.В. Олимпиев // Теплоэнергетика. 2012. № 1. С. 3–14.
2. **Интенсификация** теплообмена в одиночной овально-траншейной лунке на пластине при изменении угла наклона от 0 до 90° / М.Д. Селезнева, С.А. Князев, А.А. Клюс, В.В. Сероштанов // Аэрокосмическая техника и технологии. – 2023. – Т. 1, № 4. – С. 30–41.
3. **Antonia R.A., and Rajagopalan S.** (1990). Determination of drag of a circular cylinder. *AIAA Journal*, 28(10), 1833–1834.

ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛООБМЕНА И ГИДРОДИНАМИКИ ПЕРСПЕКТИВНЫХ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕЙ НА ПРИМЕРЕ ИМИТАТОРОВ РАСПЛАВА СОЛЕЙ В УСЛОВИЯХ, АКТУАЛЬНЫХ ДЛЯ РЕАКТОРНЫХ УСТАНОВОК НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

С каждым годом потребность в энергопотреблении возрастает и следующий этап в развитии энергетики – реакторы на основе управляемого термоядерного синтеза, однако существуют гибридные проекты, объединяющие две технологии: термоядерную и ядерную. В новой концепции планируется использовать гетерогенную форму топливных элементов на основе тория [1], однако существуют проекты с использованием гомогенного топлива (данный вид топлива применялся на исследовательских ядерных реакторах типа ARE и MSRE) [2]. За основу исследований рассматривается 20% водный раствор гидроксида калия, являющийся имитатором расплавов солей.

Опыты с электропроводящей жидкостью в условиях с поперечным магнитным полем значительно увеличивают гидравлическое сопротивление потока в трубах или каналах, что приводит к увеличению технико-экономических показателей. Однако известно, что в условиях магнитного поля пульсации скорости имитатора подавляются, поэтому возник интерес провести ряд экспериментов с изолированной стенкой.

1. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

1.1. Исследование подъемного течения в трубе

В качестве рабочего участка (рис. 1 (а)) рассматривается подъемное течение (2,7 метра) с обогреваемым участком ($q=30$ кВт) 2 метра и поперечным магнитным полем, равным 1,5 тесла. Для стабилизации течения перед и после исследуемого потока в магнитном поле предусмотрены длины по 0,6 метров для стабилизации течения. Рассмотренный режим – переходный ($Re=7000$) с числом Гартмана $Na=11$.

Исследования профиля скорости на входе в магнитное поле показали преобразования круглого профиля скорости в форму сквиркла с переходом в овальный вид перед стабилизацией течения. Причина появления данной формы объясняется появлением 4 областей с завихрением потока электропроводящей жидкости (рис. 1 (б)).

На выходе из магнитного поля образовывается 4 области с завихрением потока (рис. 1 (в)). Результатом профиля скорости происходит преобразование X-образной формы в H-образную с максимальной скоростью, локализуемой вблизи к стенке. На

участке перед выходом из магнитного поля вектор скорости перпендикулярен вектору магнитной индукции с образованием максимальной скорости по сечению вблизи к стенке.

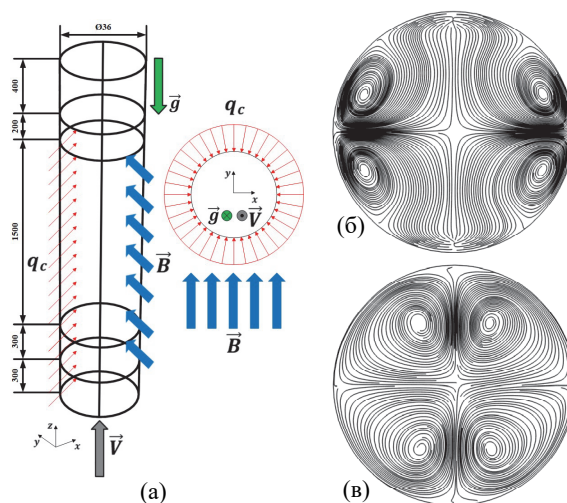


Рис. 1. Результаты численного исследования (а) – рабочего участка; (б) – поток после входа в магнитное поле; (в) – поток после выхода из магнитного поля.

Для продолжения эксперимента, описанного ранее рассматриваются две задачи:

1. Совпадают концы магнитного поля и обогрев трубы (рис. 2 (а));
2. Совпадают начало магнитного поля и обогрев трубы (рис. 2 (б)).

После входа потока электропроводящей жидкости не наблюдался профиль скорости, справедливый для ранее рассмотренного рабочего участка. В обоих вариантах наблюдается овальный профиль скорости, причем сначала длинная сторона перпендикулярна направлению магнитного поля, а перед стабилизацией течения – продольна. На рис. 3 (а, в) наблюдается аналогичная форма завихрений потока, однако подобное не наблюдается для конфигурации, изображенной на рис. 1 (а), что объясняется недостаточным расстоянием после изменения условий протекания жидкости для стабилизации течения.

Сравнения полученных результатов приводит к выводу о влиянии обогрева стенки на равномерность профиля скорости на выходе из магнитного поля (рис. 3 (б, г)). Форма завихрений, изображенных на рис. 3 (г) близка к форме, изображенной на рис. 1 (в), однако не наблюдается ярко выраженный X-образный профиль скорости.

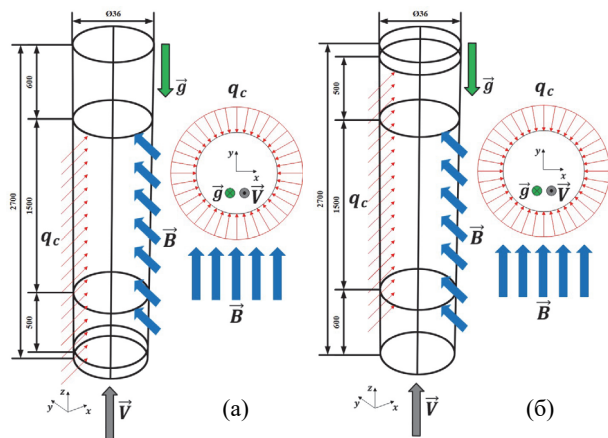


Рис. 2. Рабочие участки с различными конфигурациями обогрева стенки

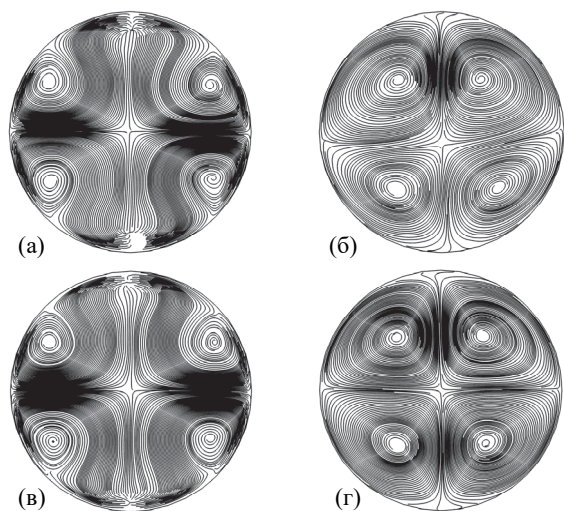


Рис. 3. Результаты численного исследования (а) – поток после входа в магнитное поле рабочего участка, изображенного на рис. 2 (а); (б) – поток после выхода из магнитного поля на рабочем участке, изображенного на рис. 2 (а); (в) – поток после входа в магнитное поле рабочего участка, изображенного на рис. 2 (б); (г) – поток после выхода из магнитного поля на рабочем участке, изображенного на рис. 2 (б).

1.2. Исследование влияния электропроводности стенки на поток жидкости

Следующий этап изучения потока – добавление стенки. В качестве трубы для эксперимента планируется брать нержавеющую сталь, на которую в дальнейшем планируется нанести тонкий изолирующий слой. Для численного расчета применяется искусственное уменьшение электропроводности.

Профиль скорости при наличии электропроводности у стенок после входа потока в магнитное поле аналогичен задачам без стенок, что нельзя говорить про завихрения (рис. 4 (а, в)). В случае малой величины электропроводности векторы скорости перпендикулярны вектору магнитной индукции в начальном участке, однако позже возникают завихрения (рис. 4 (д)).

После выхода из магнитного поля для стенок со значением электропроводности выше жидкости

максимальная скорость потока наблюдается в пристеночной области с образованием коридора вдоль магнитного поля с минимальной скоростью. Завихрения, указанные на рис. 4 (б, г) аналогичны изображению на рис. 3 (б). В случае с низкой электропроводностью стенок сразу происходит скачок скорости в пристеночной области в 2,5 раза, что не наблюдалось ранее.

Вход в магнитное поле:

Выход из магнитного поля:

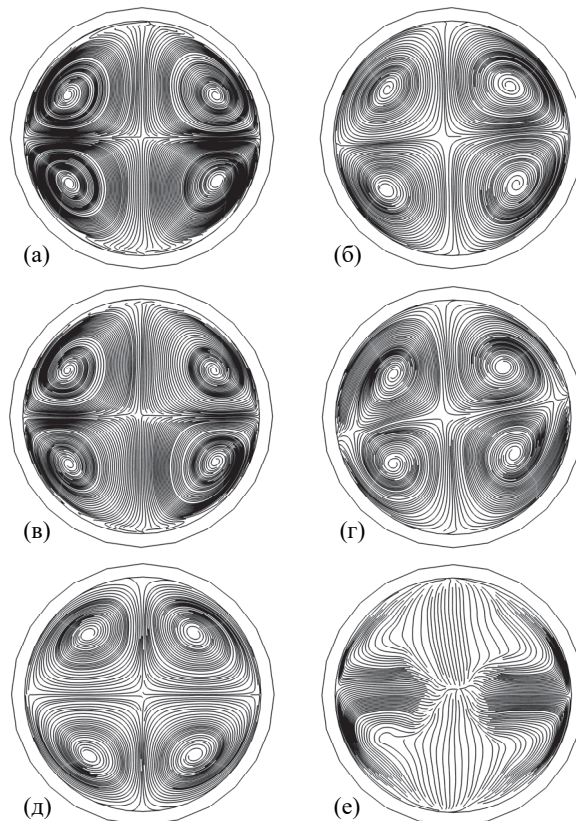


Рис. 4. Результаты численного исследования рабочего участка со стенкой (а, б) – с сильно электропроводящей стенкой; (в, г) – с электропроводностью, равной жидкости; (д, е) – со слабой электропроводностью

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенный численный расчет позволил получить профиль скорости после входа и выхода из магнитного поля. Особый интерес привлек к потоку жидкости со слабо проводящей стенкой, где удалось получить завихрения (рис. 4 (е)), которые не наблюдались ранее в численном эксперименте для имитатора расплава соли.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Bedenko S. V. et al.** Maintaining the close-to-critical state of thorium fuel core of hybrid reactor operated under control by DT fusion neutron flux // Nuclear Engineering and Technology. – 2021. – Т. 53. – №. 6. – С. 1736-1746.
2. **Azizov E. A. et al.** Tokamak based hybrid systems for fuel production and recovery from spent nuclear fuel // Atomic energy. – 2011. – Т. 110. – С. 93-98.

ЭЛЕКТРОВИХРЕВОЕ ТЕЧЕНИЕ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ВНЕШНЕГО МАГНИТНОГО ПОЛЯ В ЦИЛИНДРИЧЕСКОМ КОНТЕЙНЕРЕ С МАЛЫМ ВЕРХНИМ ЭЛЕКТРОДОМ

ВВЕДЕНИЕ

Электровихревые течения возникают при взаимодействии неоднородного электрического тока в проводящей жидкости с магнитным полем. Подобные процессы возникают при создании аккумуляторных батарей, в электрометаллургии, ряде задач океанологии и т.д. Также они представляют самостоятельный научный интерес с точки зрения магнитной гидродинамики и массообмена. Первые исследования электровихревых течений проводились в латвийском Институте физики под руководством Э.В.Щербинина [1] как с точки зрения эксперимента, так и с позиции теоретических моделей. Нельзя не отметить вклад Института механики сплошных сред УрО РАН (г.Пермь), где исследовались электровихревые течения в различных конфигурациях [2, 3]. Большое количество важных для приложений задач исследовалось в Магнитогорском государственном техническом университете имени Г.И.Носова [4]. Существенный вклад в исследование электровихревых течений был внесен в ОИВТ РАН [5, 6]. Если говорить о работах из стран дальнего зарубежья, то стоит отметить ряд важных исследований, проведенных в Университете Шеффилда (Великобритания) [7], Университете Леобена (Австрия) [8] и Центре имени Гельмгольца (Дрезден – Россендорф) [9].

Существуют работы, связанные с изучением электровихревых течений в сосудах различной формы. Так, большое значение для приложений имеют течения в полусфере [5,6]. Достаточно интересно ЭВТ в тонком слое между двумя плоскостями [10]. Настоящая работа посвящена еще одному интересному примеру подобных движений проводящей жидкости, связанному с ЭВТ внутри цилиндра [11]. Нами был рассмотрен случай, когда один электрод малых размеров опускается в цилиндрический контейнер, второй электрод - его дно, а боковые стенки являются диэлектрическими. В такой конфигурации возможно возникновение электровихревых течений за счет магнитного поля, создаваемого неоднородным током. Оно имеет азимутальное направление и приводит к генерации полоидальных течений. Вместе с тем, они являются относительно медленными. Куда более интенсивны движения, индуцированные внешним магнитным полем. Его можно создать за счет соленоида, намо-

танного на сосуд, также определенную роль играет магнитное поле Земли. В таком случае электромагнитная сила направлена по азимуту, что приводит к возникновению круговых течений.

Настоящая работа посвящена изучению подобных движений проводящей жидкости как с помощью методов математического моделирования, так и в рамках эксперимента. С этой целью использовались растворы сульфатов, которые сочетают удобство в работе и достаточно хорошую проводимость.

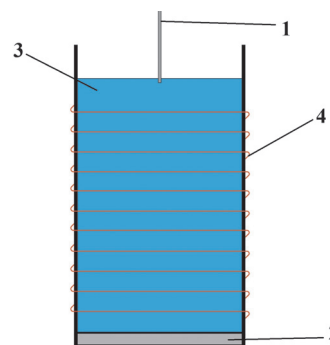


Рис. 1. Схема течения. 1 – малый электрод, 2 - дно сосуда, 3 – проводящая среда, 4 – катушка, создающая поле

1. ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТЕЧЕНИЯ

Движение проводящей жидкости в цилиндрическом контейнере радиуса R и высоты H описывается с помощью уравнения Навье – Стокса. Если мы рассматриваем стационарные, установившиеся осесимметричные течения, то азимутальная компонента подчиняется уравнению:

$$j_1 B + \nu \left(\frac{\partial^2 v_\varphi}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 v_\varphi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial r} - \frac{v_\varphi}{r^2} \right) = 0; \quad (1)$$

где B – индукция внешнего магнитного поля, ν – коэффициент вязкости, j_1 – радиальная компонента плотности электрического тока, которую можно получить по формуле:

$$j_1 = -\lambda \frac{\partial \phi}{\partial r}; \quad (2)$$

где ϕ - электрический потенциал, λ - проводимость среды. Приближенно структуру потенциала его можно описать по формуле:

$$\phi = U \left(1 - k \left(\frac{r}{\delta} \right)^{1/2} \frac{z}{H} \right); \quad (3)$$

где δ - радиус верхнего электрода, U - напряжение между электродами.

Решение данной задачи представляется в виде ряда по цилиндрическим функциям Бесселя. Ключевым образом поведение решения описывается с помощью старшей моды, которая представляется так:

$$v_\varphi = \frac{8\lambda UB\sqrt{\delta\kappa_1}H^2}{3\pi^2\nu\rho R^{1/2}J_1^2(R\sqrt{\kappa_1})\left(\frac{\pi^2}{4H^2} + \kappa_1\right)} \times \sin\left(\frac{\pi z}{2H}\right)J_1(r\sqrt{\kappa_1}). \quad (4)$$

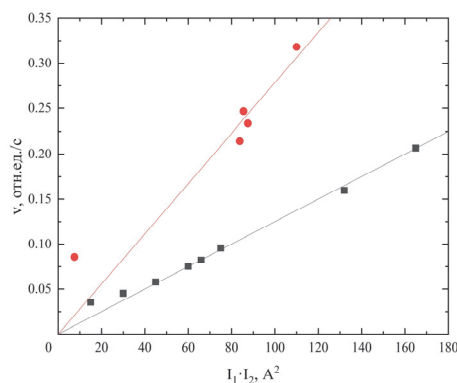


Рис. 2. Зависимость максимальной скорости от произведения тока и внешнего магнитного поля. Черные маркеры показывают $CuSO_4$, красные – $FeSO_4$.

Данное решение выглядит достаточно громоздко и сложно для анализа. Тем не менее, ключевым результатом является то, что скорость течения пропорциональна произведению напряжения между электродами и магнитным полем. В том случае, если первому соответствует ток I_1 через проводящую жидкость, а второму – ток I_2 через соленоид, то можно говорить о том, что $v_\varphi \propto I_1 I_2$.

2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ

Для проведения экспериментального исследования использовались водные растворы различных солей серной кислоты. Они обладают рядом преимуществ: так, в отличие от расплавов металлов, они являются прозрачными и позволяют изучить трехмерную структуру течения. По сравнению с растворами самой кислоты, в них минимизировано газообразование в процессе диссоциации, что упрощает задачу и немного снижает требования к безопасности эксперимента.

Результаты, полученные в ходе работы, показаны на рис. 2. Можно отметить, что скорость действительно оказывается пропорциональна произведению силы тока через сам раствор и через соленоид.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе было проанализировано электровихревое течение в цилиндрическом контейнере под действием внешнего магнитного поля. Показано, что в таком случае возникают азимутальные движения, скорость которых пропорциональна произведению тока через сам раствор, и току через соленоид, являющийся источником внешнего магнитного поля. Данный результат был получен как в теоретической модели, так и в результате эксперимента, проведенного на водном растворе солей серной кислоты.

Авторы выражают благодарность доц. И.Г.Поздеевой (МИФИ) за обсуждение работы и полезные рекомендации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Электровихревые течения** / В.В. Бояревич, Я.Ж. Фрейберг, Е.И. Шилова, Э.В. Щербинин; Под ред. Э.В. Щербинина. Рига: Зинатне, 1985. 315 с.
2. **Хрипченко С.Ю.** Электровихревые течения в тонких слоях проводящей жидкости // *Магнитная гидродинамика*. 1991. Т. 27. С. 126 – 129.
3. **Мандрыкин С.Д., Колесниченко И.В., Лосев Г.Л., Фрик П.Г.** Электровихревое течение жидкого металла в цилиндрическом канале // *Вестник Пермского университета. Физика*. 2018. №2. С. 20 – 27.
4. **Yachikov I.M.** Modelling of electrovortex flows and heat/mass transfer in the dc arc furnace bath // *Magneto-hydrodynamics*. 2016. V.52. P. 301 – 310.
5. **Жилин В.Г., Ивочкин Ю.П., Тепляков И.О.** К вопросу о закрутке осесимметричных электровихревых течений // *Теплофизика высоких температур*. 2011. Т. 47, №6. С.957.
6. **Михайлов Е.А., Тепляков И.О., Федотов И.А.** Определение критического тока, необходимого для возникновения разряда при электровихревом течении в жидком металле // *Ученые записки физического факультета Московского университета*. 2019. №3. 1930601.
7. **Sozou C., Pickering W.M.** Magneto-hydrodynamic flow due to the discharge of an electric current in a hemispherical container // *Journal of Fluid Mechanics*. 1976. V. 73, P.641.
8. **Kharicha A., Karimi-Sibaki E., Wu M., Ludwig A.** Bohacek Review on Modeling and Simulation of Electroslag Remelting // *J.: Steel Res. Int.* 2018. V.89. 1700100.
9. **Shatrov V., Gerbeth G.** Stability of the electrically induced flow between two hemispherical electrodes // *Magneto-hydrodynamics*. 2012. V.48. P.469.
10. **Михайлов Е. А., Степанова А. П., Таранюк А. А.** Анализ и модель системы электровихревых течений между двумя плоскостями при больших токах // *Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева*. 2022. № 1 (136). С. 32–42.
11. **Frick P., Mandrykin S., Eltishchev V., Kolesnichenko I.** Electro-vortex flows in a cylindrical cell under axial magnetic field // *J. Fluid Mech.* .2022. V.. 949. A20

ТЕРМОБАЛЛИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПРОЕКТА МНОГОРАЗОВОГО КОСМИЧЕСКОГО КОРАБЛЯ ДЛЯ ВОЗВРАЩЕНИЯ НА ОКОЛОЗЕМНУЮ ОРБИТУ С ОРБИТЫ ЛУНЫ

ВВЕДЕНИЕ

Целью данной работы является разработка метода торможения пилотируемого корабля при возвращении его на околоземную орбиту с лунной орбитальной базы с использованием многократного аэродинамического манёвра и, как следствие, разработка многоразового теплозащитного покрытия для безопасного движения в атмосфере Земли.

В качестве основного метода торможения до первой космической скорости и выхода на круговую орбиту Земли, на которой находится орбитальная станция, могут быть применены последовательные погружения в атмосферу Земли. На станции экипаж восстанавливается после лунной миссии, выполняет плановую работу и затем возвращается на Землю на одном из космических кораблей, предназначенных для входа в атмосферу с орбитальной скоростью.

Реализация такого проекта, основанного на создании многоразового пилотируемого корабля, который базируется на орбитальной станции, позволила бы эффективно с экономической точки зрения решить задачу регулярных пилотируемых полетов к Луне. Для этого проекта важнейшими проблемами является решение комплекса задач баллистики, аэродинамики, управления и теплового проектирования, выполнение требуемых ограничений по нагреву, перегрузкам, точности приведения к месту сближения с орбитальной станцией, то есть проблема решения комплекса термобаллистических задач.

2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТЕРМОБАЛЛИСТИКИ

2.1. Внешнее тепловое воздействие на космический аппарат

В настоящей работе для предварительной оценки тепловых нагрузок в окрестности передней критической точки на траектории спуска космического аппарата используются аппроксимационные зависимости.

Для расчета конвективных тепловых потоков такие зависимости обычно строятся в мультипликативном виде относительно величин плотности атмосферы, радиуса затупления и скорости аппарата:

$$q_c = A \rho_\infty^\alpha R^\beta V_\infty^\gamma \quad (1)$$

Будем пользоваться аппроксимационной формулой [1]

$$q_c = 3,3 \cdot 10^{-5} \cdot \rho_\infty^{0,5} \cdot V_\infty^{3,2} \cdot R^{-0,5} \quad (2)$$

Здесь и далее все величины представлены в Международной системе единиц.

Для сравнения будем также использовать аппроксимационные соотношения [2], которые были опубликованы в трудах конференции AIAA в 2014 г.

Согласно [2] в диапазоне скоростей полета V_∞ от 3 до 9,5 км/с тепловой поток рассчитывается как

$$q_c = 4,502 \cdot 10^{-5} \cdot \rho_\infty^{0,4704} \cdot V_\infty^{3,147} \cdot R^{-0,5308} \quad (3)$$

$$\text{Для более высоких скоростей полета} \\ q_c = 1,27 \cdot 10^{-2} \cdot \rho_\infty^{0,4678} \cdot V_\infty^{2,524} \cdot R^{-0,5397} \quad (4)$$

Для расчета радиационных тепловых потоков будем пользоваться аппроксимационными зависимостями, также представленными в мультипликативном, но более сложном, виде:

$$q_r = C \rho_\infty^b R^a f(V_\infty) \quad (5)$$

В [2] рекомендованы следующие значения параметров:

$$C = 3,416, \quad b = 1,261, \quad a = \min(3,175 \cdot 10^6 \cdot V_\infty^{-1,8} \cdot \rho_\infty^{-0,1575}, a_m), \\ a_m = 0,61 (R \leq 0,5), \quad a_m = 1,23 (0,5 < R \leq 2), \quad a_m = 0,49 (2 < R \leq 10)$$

$$f(V_\infty) = -53,26 + \frac{6555}{1 + \left(\frac{16000}{V_\infty}\right)^{8,25}}$$

Для сравнения будем также использовать аппроксимационные соотношения Таубера и Саттона [3]:

$$C = 4,736, \quad b = 1,22, \quad a = 1,175 \cdot 10^6 \cdot V_\infty^{-1,8} \cdot \rho_\infty^{-0,325} (R \leq 1), \\ a = 0,6 (1 < R \leq 2), \quad a = 0,5 (2 < R)$$

Функция $f(V_\infty)$ представлена как в табличном виде, так и в виде аппроксимационных полиномов [4].

2.2. Движение космического аппарата в верхних слоях атмосферы

Используемые допущения модели движения:

- 1) Планета – это сфера с радиусом 6371 км.
- 2) Поле тяготения центральное ньютоновское.
- 3) Движения вокруг центра масс не учитывается (вращательное движение не учитывается).
- 4) Атмосфера планеты не вращается.

Для вышеуказанных допущений справедлива следующая система дифференциальных уравнений:

$$\begin{cases} \frac{dv}{dt} = -\sigma_x g_0 \frac{\rho v^2}{2} - g \sin \theta \\ \frac{d\theta}{dt} = K_a \sigma_x g_0 \frac{\rho v}{2} + \cos \theta \left(\frac{v}{r} - \frac{g}{v} \right) \\ \frac{dh}{dt} = v \sin \theta \\ \frac{dL}{dt} = \frac{R_{pl}}{r} v \cos \theta \end{cases} \quad (6)$$

Здесь v – относительная скорость движения аппарата, θ – траекторный угол между вектором относительной скорости и плоскостью местного горизонта, h – текущая высота полёта, L – ортодромная дальность, σ_x – баллистический параметр, g_0 – ускорение свободного падения на поверхности планеты, ρ – плотность атмосферы на текущей высоте, g – ускорение свободного падения на текущей высоте, K_a – аэродинамическое качество, r – текущий радиус вектор космического аппарата (расстояние от центра планеты до текущего местоположения аппарата), R_{pl} – радиус планеты.

Далее численно интегрируется система уравнений движения, в результате интегрирования получается зависимость $v = v(t)$; $\theta = \theta(t)$; $h = h(t)$; $L = L(t)$.

Представленная система дифференциальных уравнений (6) используется для расчёта плоского (двумерного) движения в атмосфере планеты.

Управление движением космического корабля осуществляется по каналу тангажа.

2.3. Аэродинамические характеристики

Согласно [5] аэродинамические характеристики аппарата можно представить в следующем виде:

$$\begin{cases} C_{x\alpha} = C_x \cos \alpha + C_y \sin \alpha \\ C_{y\alpha} = C_y \cos \alpha - C_x \sin \alpha \end{cases} \quad (7)$$

Где α – угол атаки, C_x – коэффициент аэродинамического сопротивления при нулевом угле атаки, C_y – коэффициент подъёмной силы при нулевом угле атаки.

При решении поставленной задачи использовались уравнения

$$\begin{cases} C_{x\alpha} = 0,342 + 0,45C_{y\alpha}^2 \\ C_{y\alpha} = 0 + 2\alpha \end{cases} \quad (8)$$

2.3. Теплоперенос в тепловой защите

Для анализа прогрева неразрушаемой тепловой защиты используется математическая модель теплопроводности:

$$C_j(T_j) \frac{\partial T_j}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda_j(T_j) \frac{\partial T_j}{\partial x} \right], \quad (x, \tau) \in D_j, \quad j = 1; 2 \quad (9)$$

$$D_1 = \{(x, \tau): 0 < x < b_1, \quad 0 < \tau \leq \tau_k\},$$

$$D_2 = \{(x, \tau): b_1 < x < b_2, \quad 0 < \tau \leq \tau_k\},$$

где C_j – теплоёмкость j -го слоя, λ_j – теплопроводность j -го слоя, T_j – температура j -го слоя, τ – время прогрева, x – толщина.

Тепловая защита оптимизируется по массе

$$m = \rho_1 b_1 + \rho_2 (b_2 - b_1) \quad (10)$$

3. РЕЗУЛЬТАТЫ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

После численного интегрирования системы дифференциальных уравнений (6) был получен график, изображённый на рис. 1. А после подстановки результатов интегрирования в соотношения из пункта 2.1 был получен график, изображённый на рис. 2

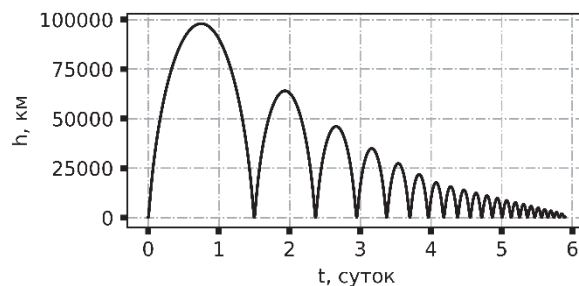


Рис. 1. Текущая высота полёта от времени.

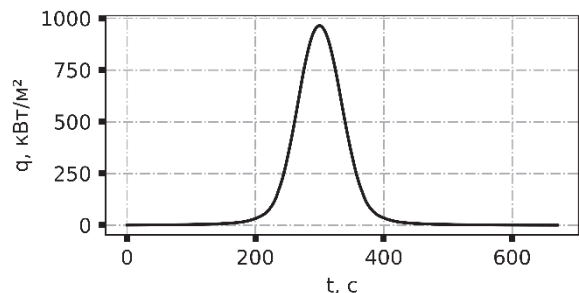


Рис. 2. Суммарная плотность теплового потока на самом теплонагруженном нырке.

Для двухслойной тепловой защиты из углерод-углеродного композиционного материала с покрытием из карбида кремния (внешний слой) и сетчатого стеклоглерода (внутренний слой) толщина слоёв в передней критической точке корпуса равна 30 мм и 140 мм соответственно.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученные результаты подтверждают принципиальную возможность создания неразрушаемой тепловой защиты для рассматриваемого класса космических аппаратов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шевелев Ю.Д., Сызранова Н.Г. Влияние химических реакций на теплопередачу в пограничном слое, *Физико-химическая кинетика в газовой динамике*, 2010, т.10., №2, с. 91-126.
2. Brandis A.M., Johnston C.O. Characterization of stagnation-point heat flux for Earth entry, *AIAA*, 2014, 2014-2374, 20 p. <https://doi.org/10.2514/6.2014-2374>
3. Tauber M.E., Sutton K. Stagnation-point radiative heating relations for Earth and Mars entries, *J. Spacecraft*, 1991, vol. 28, № 1, p. 40. <https://doi.org/10.2514/3.26206>
4. Johnson J.E., Starkey, R.P. Lewis M.J. Aerothermodynamic optimization of reentry heat shield shapes for a crew exploration vehicle, *Journal of Spacecraft and Rockets*, 2007, vol. 44, № 4, p. 849. <https://doi.org/10.2514/1.27219>
5. A.V. Kosenkova, V.E. Minenko Investigation of Aerodynamic Characteristics for Various Types of a Lander to the Venus Surface AIP Conference Proceedings 2318, 020006 (2021); <https://doi.org/10.1063/5.0035836>

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТУРБУЛЕНТНОГО ГАЗОКАПЕЛЬНОГО ЗАКРУЧЕННОГО ПОТОКА В ЦИЛИНДРИЧЕСКОМ КАНАЛЕ

ВВЕДЕНИЕ

Закрученные двухфазные течения с твердыми или жидким частицами широко используются в различных практических приложениях, например, при стабилизации процесса горения в промышленных горелочных устройствах и в сепараторах [1,2]. Наличие закрутки потока оказывает заметное влияние на интенсивность процессов переноса и распространение дисперсной фазы и в значительной мере определяет структуру и теплоперенос в двухфазном течении. Взаимодействие между мелкими частицами и турбулентными вихрями газовой фазы – сложный и к настоящему времени не до конца изученный процесс. Поэтому, несмотря на широкое применение двухфазных закрученных течений при наличии испарения частиц в различных практических приложениях, процессы турбулентного переноса в таких потоках остаются еще недостаточно изученными.

Целью данной работы было выполнение численного моделирования влияния закрутки потока на распределение дисперсной фазы, структуру течения и интенсификацию теплопереноса в газокapelном течении.

1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

Рассмотрена задача о динамике двухфазного закрученного турбулентного газокapelного потока при наличии теплообмена со стенками трубы (см. рис. 1). Газовая фаза описывается системой стационарных трехмерных RANS уравнений с учетом влияния частиц на процессы переноса в газовой фазе [3]. Турбулентность газовой фазы рассчитывается по эллиптической модели переноса рейнольдсовых напряжений [4] с учетом влияния дисперсной фазы на турбулентные характеристики [3]. Объемная концентрация дисперсной фазы мала ($\Phi_1 < 2 \times 10^{-4}$ и капли достаточно мелкие ($d_1 < 100$ мкм), поэтому можно пренебречь эффектами их столкновений друг с другом. Для описания двухфазного потока используются: эйлеров континуальный (так называемые двухжидкостные модели) [3] и лагранжевы (тракторный) подходы. Оба эти метода имеют свои плюсы и минусы, и, как правило, дополняют друг друга. Для расчета кинетических напряжений и пульсаций температуры и турбулентного теплового потока в дисперсной фазе используется модель [5].

В лагранжевом подходе учитывалось действие следующих силовых факторов на частицу: сил сопротивления, тяжести, турбофореза и Сэффмена. При расчете динамики дисперсной фазы с исполь-

зованием стохастического лагранжева подхода будет применена модель Continuous Random Walk [6]. Этот метод учитывает стохастическое влияние турбулентности газа на движение частицы и межфазное взаимодействие представляет собой непрерывный процесс. В работе для получения статистически достоверной картины течения использовалось 5×10^4 капель. Все расчеты проводились на сетке $400 \times 80 \times 80 = 2.56$ млн. контрольных объемов.

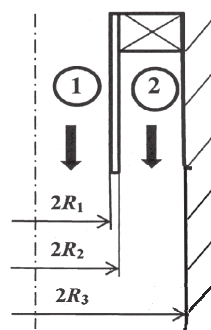


Рис. 1. Схема вычислительной области (не в масштабе): 1 – однофазный воздушный поток, 2 – закрученный газокapelный течение.

На оси трубы ставятся условия плавности сопряжения для обеих фаз, на стенке – условия непроницаемости и прилипания для газовой фазы. Для дисперсной фазы на стенке канала использованы граничные условия «поглощающей стенки» использованное в [3], когда капля, попавшая на стенку, в поток не возвращается. В выходном сечении задаются условия равенства нулю производных всех искомым параметров в аксиальном направлении. Входные распределения параметров газового потока задавались с использованием предварительного расчета однофазного потока в трубе длиной $150R_1$. Таким образом, во входном сечении имеется полностью гидродинамически стабилизированное течение газа. Дисперсная фаза добавляется в воздушный поток во входном сечении. Для дисперсной фазы были использованы равномерные распределения искомым параметров по сечению трубы. Для определения начальных значений радиальных осредненных скоростей фаз были использованы соотношения для закона вращения твердого тела, приведенные в [1,2].

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ И ИХ АНАЛИЗ

Закрученный газокapelный двухфазное течение в трубе исследовано в опускном режиме течения (см. рис. 1). Основная однофазная воздушная струя подается в центральный канал ($2R_1$) (1). Закрученный поток воздуха и капель воды поступает в расчетную область через кольцевой канал ($R_3 - R_2$) (2). Геометрия расчетной области: $2R_1 = 80$ мм, $2R_2 =$

84 мм, $2R_3 = 100$ мм. Длина вычислительной области $X = 1$ м. Среднемассовая аксиальная скорость основной струи воздуха $U_{m1} = 6$ м/с и ее массовый расход $G_1 = 36$ г/с. Среднемассовая аксиальная скорость и массовый расход воздуха в закрученной кольцевой двухфазной струе $U_{m2} = 6$ м/с и $G_2 = 21$ г/с. Степень закрутки потока варьировалась в диапазоне $S = 0-0.7$. Число Рейнольдса газовой фазы $Re = U_{m1}2R_1/\nu = 3.2 \times 10^4$. Начальная осредненная аксиальная скорость капель воды $U_{L1} = 5$ м/с. Начальный диаметр капель воды $d_1 = 10-100$ мкм, их массовая концентрация $M_{L1} = 0-0.1$. Температура стенки была постоянной по всей длине расчетной области и составляла $T_w = \text{const} = 373$ К. Температура воздуха и капель на входе $T_1 = T_{L1} = T_2 = 293$ К.

Безразмерные профили осредненных скоростей, температур, полных энтальпий и концентраций водяного пара и воды в закрученном потоке представлены на рис. 2. Профили указанных параметров рассчитывались по следующей формуле

$$\Theta_i = (\Psi_{w,i} - \Psi_i) / (\Psi_{w,i} - \Psi_{0,i}),$$

где Ψ_i - параметр, определенный по полной энтальпии газокapельного потока (4) и по температуре газа (5). Расчет полной энтальпии газокapельной смеси производился по формуле

$$H = \sum_{i=1}^3 H_i M_i = H_A M_A + H_L M_L + H_V M_V,$$

где H_i - полная энтальпия i -го компонента с учетом энергии образования из простых веществ и нижние индексы A , L и V - воздух, вода и водяной пар. Можно отметить значительное неподобие между процессами тепло- и массообмена и трения (1-6). При этом расчеты, выполненные по полным энтальпиям (4) и температурам газа (5) весьма близки между собой в закрученном потоке.

На рис. 3 приведено изменение числа Нуссельта по длине трубы. Испарение капель в газовом потоке вызывает значительное увеличение (более чем в 4 раза при концентрации капель 10 %) интенсивности теплообмена между двухфазным потоком и поверхностью канала. Возрастание концентрации капель при постоянной величине начального размера дисперсной фазы ведет к увеличению теплообмена за счет роста количества капель в единице объема. Закрутка потока вызывает увеличение интенсивности теплопереноса в сравнении с незакрученным течением (рост достигает 15%).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполнено численное моделирование теплопереноса в закрученном турбулентном газокapельном потоке в трубе с использованием эйлерова и лагранжева подходов. Закрутка газокapельного потока приводит к увеличению уровня турбулентности. Показано, что закрутка двухфазного турбулентного течения приводит к существенному росту теплообмена (до 15% при $S = 0.2$) в сравнении с однофазным закрученным течением.

Работа выполнена при финансовой поддержке гранта Российского научного фонда (код проекта РНФ 24-19-00358).

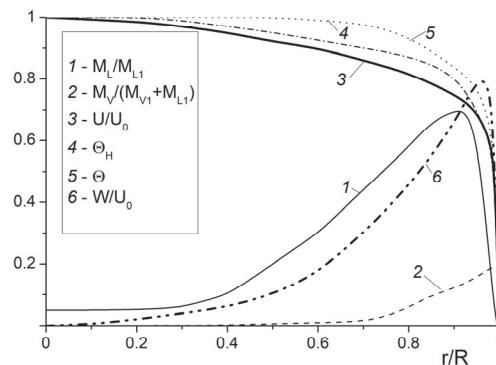


Рис. 2. Распределения по сечению трубы параметров двухфазного газокapельного закрученного потока. 1 - массовая концентрация капель, 2 - концентрация водяного пара, 3 и 6 - аксиальная и тангенциальная осредненные скорости газовой фазы, 4 - полная энтальпия газокapельного потока, 5 - температура газа. $d_1=30$ мкм, $M_{L1} = 0.05$, $x/(2R_1) = 20$.

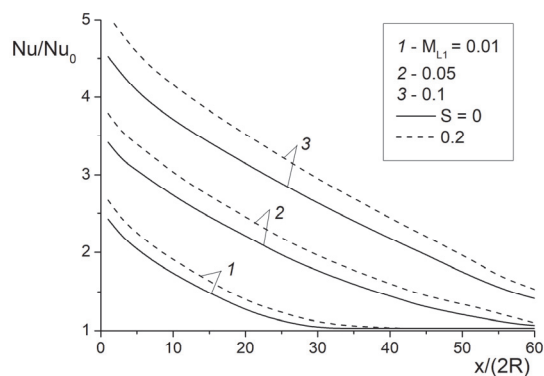


Рис. 3. Интенсификация теплообмена в газокapельном незакрученном (непрерывные линии) и закрученном (пунктир) потоках при изменении массовой концентрации капель. $d_1=30$ мкм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кутателадзе С.С., Волчков Э.П., Терехов В.И. Аэродинамика и тепломассообмен в ограниченных вихревых потоках. Новосибирск: Изд-во ИТ СО АН СССР, 1987. 282 с.
2. Гупта А., Лилли Д., Сайред Н. Закрученные потоки. М.: Мир, 1987. 588 с.
3. Pakhomov M.A., Terekhov V.I. The effect of droplets thermophysical properties on turbulent heat transfer in a swirling separated mist flow // Int. J. Thermal Sci. 2020. V. 149. Paper 106180.
4. Manceau R., Hanjalić K. Elliptic blending model: a new near-wall Reynolds-stress turbulence closure // Phys. Fluids. 2002. V. 14. P. 744-754.
5. Zaichik L.I. A statistical model of particle transport and heat transfer in turbulent shear flows // Phys. Fluids. 1999. V. 11. P. 1521-1534.
- Moissette S., Oesterle B., Boulet P. Temperature fluctuations of discrete particles in a homogeneous turbulent flow: a Lagrangian model // Int. J. Heat Fluid Flow. 2001. V. 22. P. 220-226.

ИССЛЕДОВАНИЕ МГД-ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ТЕЧЕНИИ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА В СИСТЕМЕ «ТРУБА В КАНАЛЕ» В УСЛОВИЯХ, ПРИБЛИЖЕННЫХ К МОДУЛЮ БЛАНКЕТА ТЕРМОЯДЕРНОГО РЕАКТОРА

ВВЕДЕНИЕ

Жидкие металлы (ЖМ), например, свинец и его сплавы рассматриваются как перспективные теплоносители для охлаждения активной зоны реакторов на быстрых нейтронах, экспериментальных модулей blankets ИТЭР и гибридного реактора - термоядерного источника нейтронов (ТИН) [1].

Криволинейная геометрия blankets предполагает сложные коробчатые конструкции теплообменных каналов. Поэтому перспективны системы двойных каналов, когда объем blankets пронизывают трубы с циркулирующим теплоносителем, а межтрубное пространство заполнено средой неподвижного ЖМ с невысоким давлением. Особенно актуальна такая конфигурация для ТИНов [2].

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Экспериментальные исследования теплообменной системы «труба в канале» проводились на ртутном стенде МГД-комплекса МЭИ-ОИВТ РАН. Исследуемая схема течения ЖМ представлена на рис. 1. Комбинированная система охлаждения состоит из вертикального канала квадратного сечения с однородно обогреваемыми стенками, внутри которого вставлена труба круглого сечения. В трубе осуществляется вынужденное подъемное течение, а полость межтрубного пространства заполнена ЖМ и подключена к петле естественной циркуляции. Канал находится в зазоре электромагнита в поперечном магнитном поле (МП). Рассматривались три характерных режима: I - петля перекрыта, II - петля открыта для циркуляции жидкого металла в зазоре без охлаждения и III - петля открыта для циркуляции жидкого металла в зазоре с охлаждением. Для измерений в трубе и межканальном зазоре использовались продольные термопарные зонды оригинальной конструкции. Измерения проводились при однородном обогреве стенок канала с плотностью теплового потока $q_c=30$ кВт/м² (число Грасгофа $Gr=0,8 \times 10^8$) в диапазоне по числам Рейнольдса $Re=(10 \div 80) \times 10^3$ и Гартмана $Ha = 0 \div 470$ с индукцией МП до 1 Тл.

Расчетная модель построена на основе осредненных дифференциальных уравнений магнитной гидродинамики и теплообмена, соответствующей условиям эксперимента [3].

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

В результате получены поля осредненной температуры, интенсивности температурных пульсаций, распределения температуры стенки и коэффи-

циентов теплоотдачи, локальной скорости, статистических характеристик температурных пульсаций по периметру сечения и по длине. Результаты численного моделирования гидродинамики и характеристик теплоотдачи поставленных задач сопоставлены с экспериментом.

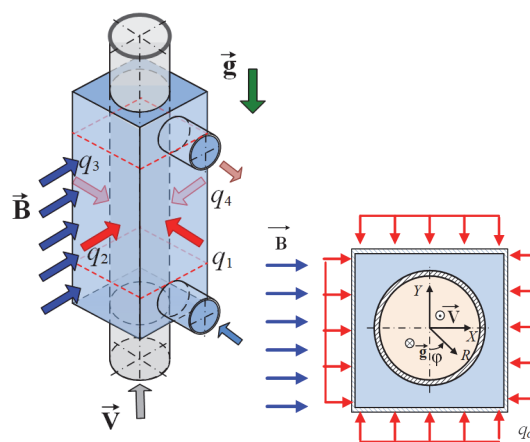


Рис. 1. Схема течения

Характерные поля температуры, отнесенные к среднемассовой в сечении (рис. 2.) и поля продольной осредненной компоненты скорости (рис. 3.) в сечении для режимов с открытой петлей циркуляции (Режим II) существенно меняются в МП.

В отсутствие МП поля температуры симметричны, в угловых областях температура максимальна. В межканальном зазоре наблюдаются восходящие течения в угловых областях, связанные с действием сил плавучести, вызванные перегревом жидкости. Вблизи трубы, наоборот, наблюдаются нисходящие потоки из-за охлаждения пристенных слоев вынужденным потоком жидкости в трубе.

В МП гидродинамика течения в трубе и в межканальном зазоре сильно меняется, ускоряется циркуляция теплоносителя в петле, что сказывается на полях осредненной и пульсационной температуры.

На рис. 4 показано распределение экспериментальных значений (точки) безразмерной температуры стенки в межканальном зазоре по длине обогреваемой области в сравнении с расчетными кривыми (линии). В общем, расчет хорошо отражает качественную картину распределения температуры стенок.

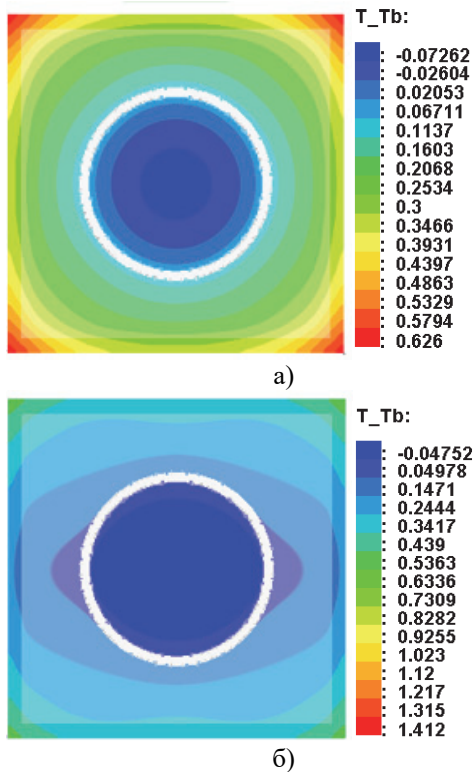


Рис. 2. Поля температуры жидкости, отнесенной к среднемассовой температуре в сечении: $Na = 0$ (а); $Na = 470$ (б); Режим II.

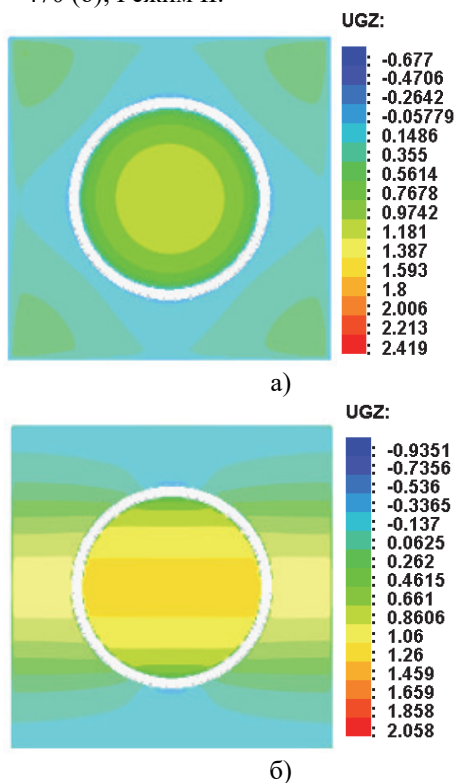


Рис. 3. Поля продольной осредненной компоненты скорости в сечении: $Na = 0$ (а); $Na = 470$ (б); Режим II.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенные исследования показали, что в межканальном зазоре в условиях эксперимента возникает естественная конвекция в результате

действия сил плавучести и электромагнитных сил. Конфигурация течения и его структура существенно зависит от наличия поперечного МП, а также от подключения петли естественной циркуляции и ее охлаждения

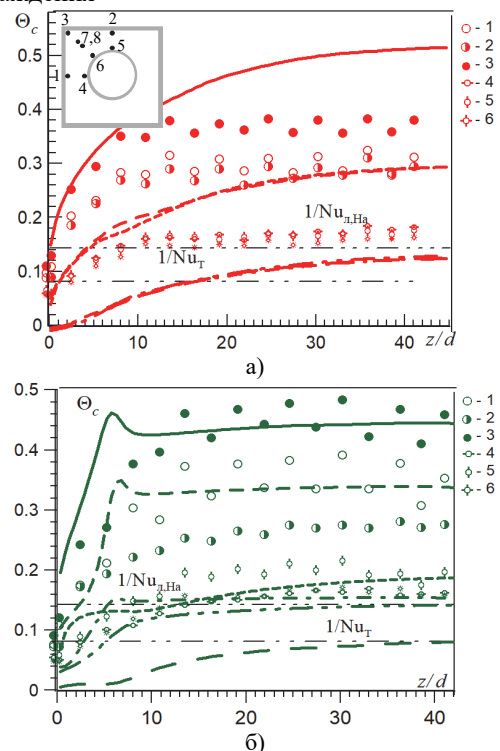


Рис. 4. Распределение безразмерной температуры стенки в межканальном зазоре (точки – эксперимент; линии – расчет): $Na = 0$ (а); $Na = 470$ (б); Режим II.

Наиболее выгодным с точки зрения эффективности теплообмена является режим работы с контуром естественной циркуляции с охлаждением. При этом значительно снижаются температура, как в трубе, так и в зазоре между каналом и трубой, а течение в поперечном МП становится более устойчивым – почти ламинарным

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках Государственного задания № FSWF-2023-0017 (Соглашение № 075-03-2023-383 от 18 января 2023 г.) в сфере научной деятельности на 2023-2025 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Драгунов Ю.Г., Лемехов В.В., Моисеев А.В., Смирнов В.С. Реактор на быстрых нейтронах со свинцовым теплоносителем (БРЕСТ) // Проблемы машиностроения и автоматизации, № 3, 2015. С. 97-103.
2. Bühler L., Mistrangelo C. MHD flow and heat transfer in model geometries for WCLL blankets // Fusion Engineering and Design. 2017. Vol. 124 Pp. 919-923.
3. Лучинкин Н. А., Разуванов Н. Г., Беляев И. А., Свиридов В. Г. Теплообмен жидкого металла в трубе при подъемном течении в поперечном магнитном поле// Теплофизика высоких температур. 2020. №3. С. 400-409.

СПОСОБЫ РАСЧЁТА ТЕПЛОБМЕНА ИЗЛУЧАТЕЛЯ С КОНТУРНОЙ ТЕПЛОВОЙ ТРУБОЙ

ВВЕДЕНИЕ

Космическая техника является уникальной из-за отсутствия аналогов на Земле. Это представляет собой определённые сложности при проектировании и апробировании оборудования.

Современные энергетические устройства требуют повышения эффективности, надёжности и долговечности. На сегодняшний день для этих целей на космических аппаратах применяются контурные тепловые трубы, которые обладают высокой эффективностью и способны переносить значительные тепловые потоки на большие расстояния в любом направлении, даже в условиях невесомости.

1. ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТЕПЛООВОГО РЕЖИМА

1.1. Тепловой режим

В каждом космическом аппарате имеются средства, обеспечивающие внутренний и внешний теплообмен, известные как система обеспечения теплового режима [1]. Её главная задача – поддерживать рабочие температуры на борту. Лишнее тепло, накапливающееся на космическом корабле, удаляется с помощью радиаторов различных конструкций. Вне зависимости от их формы, радиаторы излучают свое тепло в виде инфракрасного излучения в космическое пространство, причем мощность излучения описывается законом Стефана-Больцмана [2].

1.2. Активные системы терморегулирования

Активные средства – это механизмы, которые используются для контролируемого теплообмена и включают циркуляционные системы терморегулирования. В этих системах создаются определенные потоки теплоносителей и поддерживается их температура. Они делятся на однофазные системы, использующие нагреватели для циркуляции, и на системы с фазовым переходом теплоносителя [3].

Для долгосрочных операций часто используются тепловые трубы для регулирования температуры. Закрытые конвективные системы обязательно включают радиатор-излучатель, так как излучение является единственным способом удаления тепла без потребления хладагента. Системы охлаждения находятся на низкотемпературном уровне, где радиатор-излучатель имеет более низкую температуру, чем сам аппарат космического корабля [4].

1.3. Контурные тепловые трубы

Контурные тепловые трубы (КТТ) в отличие от аксиальных обеспечивают раздельное движение пара и жидкости, что исключают нежелательные вязкостные эффекты, и эффективно передают тепло.

В контурных тепловых трубах капиллярные структуры фокусируются в зоне испарения и компенсационной камере. Благодаря короткому пути рабочей жидкости в мелкопористом материале, потери давления минимальны. Контурные тепловые трубы обладают способностью работать на больших расстояниях с минимальной разницей температур и противостоять гравитации.

Принцип работы контурных тепловых труб заключается в преобразовании тепловой нагрузки в энергию теплоносителя путём испарения. Пар направляется в конденсатор, где происходит его конденсация и отвод тепла с помощью радиатора. Рабочая жидкость возвращается в испаритель и цикл повторяется [5].

2. ИНЖЕНЕРНЫЙ МЕТОД

Инженерный метод расчёта построен на составлении теплового баланса (1-2), в который входят теплота, подведённая к испарителю ($Q_{вх}$), теплота, выделившаяся при конденсации, и теплота, отведённая в космическое пространство ($Q_{вых}$) с учётом эффективности радиатора.

$$Q_{вх} = Gr = \alpha_{конд} F_{мп} (t_s - t_w), \quad (1)$$

$$Q_{вых} = Q_{вх} \eta + q_c F_{пл} A_s = \varepsilon \sigma (T_{ср}^4 - T_{косм}^4) F_{пл}, \quad (2)$$

где G – расход теплоносителя; r – теплота парообразования; $F_{тр}$ и $F_{пл}$ – площадь теплоотдающей поверхности трубы и пластины приведены соответственно; t_s – температура насыщения теплоносителя; t_w – температура стенки трубы; η – эффективность радиатора; $q_c = 1400 \text{ Вт/м}^2$ – удельный солнечный поток для орбит около Земли; $T_{косм}$ – температура космического пространства; $T_{ср}$ – средняя температура излучателя.

Результатами расчётов являются расход и коэффициент теплоотдачи теплоносителя, средняя температура излучателя, отводимый тепловой поток.

3. МЕТОД КОНЕЧНЫХ РАЗНОСТЕЙ

Для составления дифференциального уравнения рассмотрим излучающую тепло в космическое пространство плоскую поверхность, имеющую температуру на концах, равную температуре ТН $T(z)$, на расстоянии z от входа ТН в трубку. Одна сторона поверхности может быть подвержена солнечному излучению с интенсивностью q_c . Расчётная схема поверхности представлена на рисунке 1 [6].

Если принять, что толщина поверхности гораздо меньше её длины, и что по ходу ТН температура меняется незначительно, то задача может рассматриваться как одномерная, т.е. $T = T(x)$.

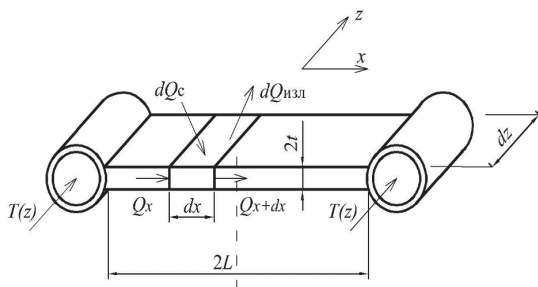


Рис. 1. Расчётная модель излучателя с КТТ

Уравнение теплового баланса элементарного участка излучателя длиной dx и шириной dz :

$$Q_x + dQ_c = Q_{x+dx} + dQ_{изл}, \quad (1)$$

Раскладывая уравнение 1 в ряд Тейлора, ограничившись двумя членами, уравнение принимает вид:

$$-\frac{dQ_x}{dx} = dQ_{изл} - dQ_c, \quad (2)$$

Учитывая, что механизмом переноса потока тепла является теплопроводность, описываемая законом Фурье, для двухстороннего излучения можно переписать уравнение 2 в виде (3):

$$\lambda t dz \frac{d^2 T}{dx^2} dx = 2\epsilon\sigma dx dz T^4 - A q_c dx dz \cos \gamma, \quad (3)$$

где λ – коэффициент теплопроводности излучателя; γ – угол между направлением солнечного потока и нормалью к поверхности; t – толщина излучателя.

Результатами решения уравнения 3 являются распределение температур по длине ребра (рис. 2), средняя температура и эффективность излучающей поверхности.

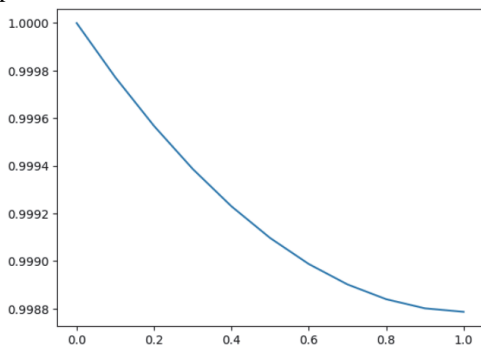


Рис. 2. Пример распределения температур полученное в результате расчёта

4. МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

При проектировании нового оборудования широко применяются средства численного моделирования. Виртуальные эксперименты позволяют оптимизировать конструкцию ключевых элементов и узлов, сокращая расходы на производство и повышая эффективность, что минимизирует количество физических испытаний. Математическое моделирование, основанное на методе конечно-элементного анализа, реализуется через специализированное программное обеспечение [7].

При использовании метода конечных элементов область, в которой производится решение уравнений, разбивается на конечное число элементов, в

каждом из которых выбирается соответствующая аппроксимирующая функция. Коэффициенты аппроксимирующих функций обычно находятся из условия равенства значений соседних функций на границах между элементами, они являются решением задачи.

В программе ANSYS производится решение уравнений неразрывности, Навье – Стокса, теплопроводности и законы сохранения энергии, Ньютона – Рихмана, Стефана – Больцмана. Результатом расчёта является пространственное распределение температур по пластине (рис. 3).

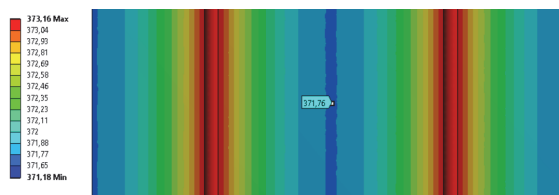


Рис. 3. Эпюра температур излучателя (при температуре теплоносителя 373 К и материале излучателя – алюминий)

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведение расчёта является важнейшей частью проектирования оборудования, в особенности для космических аппаратов.

При выборе метода расчета нужно учитывать, в первую очередь, цель и необходимую точность получаемых результатов, так как каждый метод имеет свои преимущества и недостатки, которые могут сказаться на процессе работы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Цаплин С.В.** Теплообмен в космосе: учебное пособие / С.В. Цаплин, С.А. Большев, А.Е. Романов. – Самара: Издательство Самарского университета, 2018. 92 с.
2. **Дан П.** Тепловые трубы: пер. с англ. Ю.А. Зейгарника/ П. Дан, Д. Рей – М.: Энергия, 1979. 272 с.
3. **Гончаров К.А.** Методы регулирования двухфазных контуров и контурных тепловых труб / К.А. Гончаров // Вестник НПО им. С.А. Лавочкина. 2014. №4 (25). С. 50-55.
4. **Воронин В.Г.** Низкотемпературные тепловые трубы для летательных аппаратов. / В.Г. Воронин, А.В. Ревякин, В.Я. Сасин, В.С. Тарасов; под ред. Г. И. Воронина. М., Издательство «Машиностроение», 1976. 200 с.
5. **Васильев Л.Л.** Двухфазные теплопередающие контуры / Л.Л. Васильев, Ю.Ф. Майданик // Тепловые процессы в технике. 2022. №10. С. 434–446.
6. **Сасин В.Я.** Проектирование теплообменных аппаратов специальных систем искусственного климата: учебное пособие/ В.Я. Сасин. М: Издательский дом МЭИ, 2012. 68 с.
7. **Комаров И.И.** Моделирование процессов энергетических установок с применением инструментов конечно-элементного анализа: учебное пособие / И.И. Комаров, С.К. Осипов, В.О. Киндра. М.: Цифровичок, 2019. – 32 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОТДАЧИ ВОГНУТОЙ ПОВЕРХНОСТИ КОРОТКИХ КОЛЬЦЕВЫХ КАНАЛОВ ПРИ НАТЕКАНИИ НА НЕЕ ИМПАКТНЫХ СТРУЙ

ВВЕДЕНИЕ

Системы струйного охлаждения нашли широкое применение в различных отраслях промышленности [1, 2]. Использование импактных струй в рекуперативных устройствах позволяет повысить их тепловую эффективность и ресурс работы. При этом струйный обдув теплопередающей поверхности может осуществляться как со стороны нагреваемого воздуха [3] или дымовых газов [4], так и с обеих ее сторон [5]. Исследование физических закономерностей теплоотдачи при струйных течениях теплоносителя в рекуператорах, с целью разработки более совершенных конструкций, представляет практический интерес.

2. МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Исследование конвективного теплообмена выполнено на экспериментальном стенде, рабочий участок которого представлен на рис. 1. Последний предназначен для исследования теплоотдачи импактных струй при отсутствии или несущественном влиянии сносящего потока и состоял из двух основных частей: корпуса – парового калориметра с длиной 300 мм и внутренним диаметром $d_2 = 100$ мм, и вставки – трубы с наружным диаметром $d_1 = 59,5$ мм, перфорированной отверстиями с d_c равными 2,5 мм, 3,5 мм и 4,5 мм. Схема расположения отверстий – коридорная. Продольный шаг между отверстиями равнялся поперечному. Отвод воздуха из кольцевого канала осуществлялся в обе стороны. В работе исследовано 15 вариантов исполнения перфорированной трубы. Общее количество выдувных отверстий изменялось от 18 до 252 шт. Количество отверстий по периметру n_1 увеличивалось от 3 до 12 шт., а количество их рядов по длине n_2 возрастало от 6 до 21. Относительный шаг расположения отверстий на перфорированной трубе S/d_c изменялся от 3,49 до 24,92. Безразмерная общая площадь выдувных отверстий отнесенная к площади обдуваемой поверхности теплоотдачи (параметр A_f) увеличивалась от $0,094 \cdot 10^{-2}$ до $4,253 \cdot 10^{-2}$.

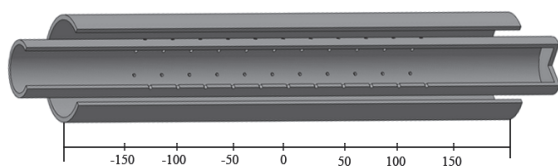


Рис. 1. Схематический чертеж рабочего участка.

Математическое моделирование теплообменного элемента аналогичного описанной выше конструкции выполнялось с использованием про-

граммного комплекса ANSYS Fluent 15.0. Замыкание уравнений Рейнольдса было выполнено с использованием двухпараметрической модели турбулентности $k-\varepsilon$ Realizable в нестационарной постановке (URANS). Расчеты осуществлялись на неструктурированных тетраэдральных сетках. Количество расчетных ячеек изменялось от 6,24 млн до 21,65 млн ячеек. Для максимальной сетки размеры ячеек увеличивались от 0,1 мм у поверхности теплоотдачи и в выдувных отверстия до 1 мм в центральной части кольцевого канала. Верификация результатов расчетов выполнялась путем сравнения средних на поверхности коэффициентов теплоотдачи при обоих методах моделирования и одинаковых граничных условиях.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Изменение псевдолокального коэффициента теплоотдачи (осредненного по периметру поперечного сечения) по длине обдуваемой поверхности для $d_c = 3,5$ мм, $n_1 = 6$ и $n_2 = 11$ ($A_f \cdot 10^2 = 0,674$) при различных средних скоростях струй показано на рис. 2.

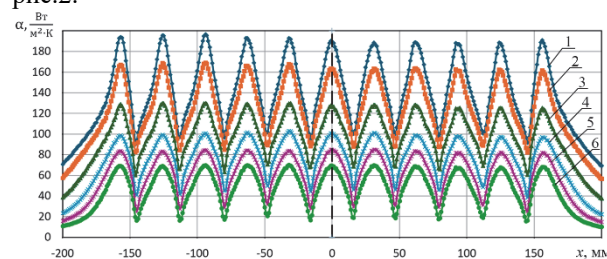


Рис. 2. Изменение псевдолокального коэффициента теплоотдачи по длине вогнутой цилиндрической поверхности при различной скорости истечения импактных струй:

1 – $w_c = 50,3$ м/с, 2 – 41,5 м/с, 3 – 29,4 м/с, 4 – 20,3 м/с, 5 – 14,8 м/с, 6 – 10,8 м/с.

Поскольку исследования выполнены при симметричном двухстороннем истечении потока из кольцевого канала, продольная координата x отсчитывается от его поперечной оси симметрии. Тот факт, что расстояние между положениями соседних максимумов коэффициента теплоотдачи практически не зависит от продольной координаты и скорости истечения струй (расхода воздуха), а их значения различаются не более, чем на $\pm 2\%$, позволяет сделать вывод об отсутствии существенного влияния сносящего потока на аэродинамику струй и теплоотдачу поверхности, а также о достаточно равномерном распределении потока по выдувным отверстиям.

При увеличении количества выдувных отверстий, параметра A_f , меняется характер распределения теплоотдачи по длине (рис. 3).

Теплоотдача поверхности увеличивается в направлении глухого торца перфорированной трубы, причем тем больше, чем больше общая площадь выдувных отверстий (параметра A_f). С увеличением A_f возрастает расход воздуха, а, следовательно, и скорости истечения струй, через отверстия, расположенные ближе к глухому торцу внутренней перфорированной трубы. Это объясняется значительной неравномерностью распределения давления в перфорированной трубе, которая возрастает с увеличением A_f .

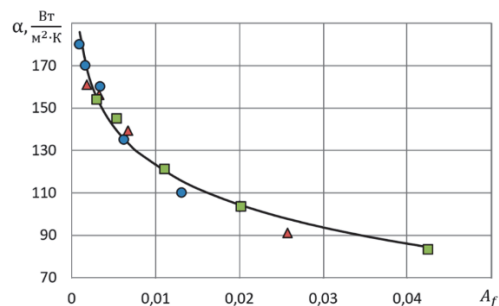
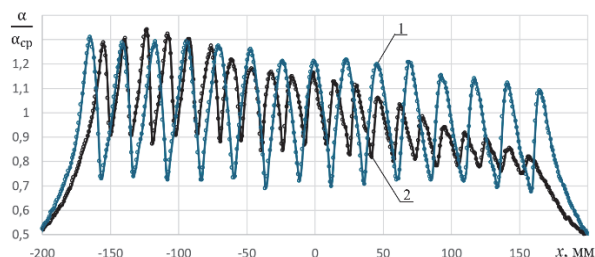


Рис. 4. Зависимость среднего коэффициента теплоотдачи от параметра A_f при $V = 100 \text{ м}^3/\text{ч}$.

Рис. 3. Изменение теплоотдачи по длине цилиндрической поверхности при различном количестве выдувных отверстий и количестве рядов по длине: 1 – $n_0 = 120$ и $n_2 = 15$, $A_f = 0,0123$; 2 – $n_0 = 252$ и $n_2 = 21$, $A_f = 0,0257$.

Коэффициент сопротивления устройства ξ ($\xi = 2 \cdot \Delta p / \rho_{\text{вх}} w_{\text{вх}}^2$, где Δp – перепад полного давления в устройстве, $\rho_{\text{вх}}$ и $w_{\text{вх}}$ – плотность и скорость воздуха на входе в перфорированную трубу) резко возрастает с уменьшением параметра A_f . Также наблюдается незначительное увеличение ξ со снижением числа Re. Для расчета коэффициента сопротивления можно рекомендовать уравнение

Влияние параметра A_f на равномерность теплоотдачи следует учитывать при проектировании рекуперативных устройств и различных систем охлаждения. Для обеспечения большей равномерности теплоотдачи на вогнутой поверхности каналов, при отсутствии влияния сносящего потока, целесообразно применять внутренние перфорированные трубы с величиной параметра A_f меньше 0,01.

$$\zeta = 0,0093 A_f^{1,59} \text{Re}^{-0,038} \quad (2)$$

Тепловая эффективность рассматриваемого устройства осуществлялась с помощью коэффициента энергетической эффективности

С точки зрения разработки методик тепловых расчетов рекуперативных устройств большой интерес представляет определение среднего по поверхности коэффициента теплоотдачи $\bar{\alpha}$ и их общего аэродинамического сопротивления.

$$\eta = \frac{\bar{\alpha}_i / \bar{\alpha}_{0,01}}{\Delta p_i / \Delta p_{0,01}}, \quad (3)$$

где $\bar{\alpha}_i$ – соответственно средний коэффициент теплоотдачи и величина перепада давления при $A_f = 0,01$; $\bar{\alpha}$ и Δp – текущие значения.

При одинаковом расходе воздуха с уменьшением количества отверстий возрастают скорость и кинетическая энергия импактных струй, турбулентность потока у поверхности и, соответственно, уровень теплоотдачи и интенсивность зависимости $\bar{\alpha}$ от расхода V . При этом коэффициент теплоотдачи зависит только от параметра A_f и возрастает с его уменьшением. На рис. 4 показано изменение среднего коэффициента теплоотдачи от параметра A_f при расходе воздуха равном $100 \text{ м}^3/\text{ч}$. для всех исследованных вариантов.

Оптимальное значение η наблюдается при величинах параметра A_f примерно равных 0,035...0,040.

В результате обобщения опытных данных получена степенная критериальная зависимость, которая учитывает не только уровень теплоотдачи, но и изменение показателя степени при числе Рейнольдса от A_f

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

$$\text{Nu} = 1,285 \cdot A_f \cdot \text{Re}^{0,614 A_f^{0,008}} \quad (1)$$

При отклонении опытных данных от расчетной зависимости не превышающем $\pm 12\%$, уравнение (1) справедливо в следующих диапазонах изменения режимных и геометрических параметров: $\text{Re} = 873 \dots 19,7 \cdot 10^3$, $A_f = (0,327 \dots 4,257) \cdot 10^{-2}$, $S/d_c = 3,49 \dots 13,34$, $h/d_c = 4,5 \dots 8,1$.

Теплоотдача и сопротивление коротких кольцевых каналов при струйном натекании теплоносителя зависят только от параметра A_f .

Получены уравнения для расчета среднего коэффициента теплоотдачи и коэффициента сопротивления устройства, справедливые в исследованных диапазонах изменения режимных и геометрических параметров.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дыбан Е.П., Мазур А.И. Конвективный теплообмен при струйном охлаждении тел. Киев: «Наукова дум-ка», 1982, 304 с.
2. Терехов В. И. Структура течения, турбулентность и теплообмен в импактных струях // Динамика многофазных сред : Тр. 14-й Всерос. семинара, приуроч. к 75-летию акад. РАН Фомина В. М. – Новосибирск, 2015. – С. 88–91.
3. Alekseev P.D., Leukhin Y.L. Investigation of aerodynamics and heat transfer of the modular jet recuperator // Journal of Physics: Conference Series, 2021, 2039(1), 012001.
4. Пат. 2756713 РФ, МПК F23L 15/04. Рекуперативно-горелочный блок / Ю.Л. Леухин, П.Д. Алексеев, Е.В. Панкратов; заявл. 15.03.2021, опубл. 04.10.2021 Бюл. № 28.
5. А. с. 1765625 СССР, МПК F23L 15/04. Рекуперативно-горелочный блок / Г.Н. Северинец, С.Г. Прохоров, Н.В. Аржаева; заявл. 31.10.1989, опубл. 30.09.1992, Бюл. № 36.

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ФОРМ РЕБЕР НА КОЭФФИЦИЕНТ АЭРОДИНАМИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ТРУБ С ОРЕБРЕНИЕМ

ВВЕДЕНИЕ

С развитием электроэнергетики и ростом энергопотребления актуализируется задача совершенствования теплообменников, в частности, исследование эффективных видов оребрения. В трубчатых теплообменниках применяются различные типы ребер: кольцевые, прямоугольные, продольные, квадратные и их комбинации [1,4].

В [2] исследованы аэродинамические характеристики различных форм ребер, показавшие, что коэффициент аэродинамического сопротивления увеличивается на 10-15% и 15-40% для кубических и ромбовидных ребер соответственно, по сравнению с круглыми ребрами. Работы [3,4] анализируют влияние различных форм ребер на аэродинамические характеристики. В [5-6] рассматриваются аэродинамические характеристики кулачковых и каплевидных труб, показывая их превосходство по сравнению с круглыми трубами. Результаты обзора литературы подчеркивают преимущества каплевидных труб при различных углах атаки и значениях числа Рейнольдса, демонстрируя снижение коэффициента аэродинамического сопротивления.

Таким образом, каплевидные формы оказывают значительное влияние на снижение аэродинамического сопротивления теплообменников. Настоящая работа посвящена численному исследованию аэродинамических характеристик трубы с каплевидными шипованными ребрами и их сравнению с традиционными гладкими и круглыми ребрами.

1. ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ

1.1. Постановка задачи и граничные условия

Трёхмерная вычислительная область создана с помощью ANSYS SpaceClaim (рис. 1) [8]. Расчетная область представляет собой канал прямоугольного сечения длиной 288 мм, шириной 330 мм и высотой 320 мм, но стоит отметить, что из-за ограничения скорости вычисления компьютера для моделирования всей геометрии численное исследование проводилось с сечением, представляющим 1/10 длины исходной трубы (рис. 2, 3), то есть 33 мм. Для оребренных труб были использованы два типа ребер в сечении – круглые (цилиндрические) и каплевидные. В данном исследовании размеры трубы с цилиндрическими ребрами соответствовали размерам, использованным в работе [3]. Ось медных труб расположена на расстоянии 115 мм от входа в канал, с внутренним радиусом 10 мм и внешним радиусом 16 мм.

Ребра были установлены в коридорном порядке, с углом между ними 45°, продольным шагом 12 мм и высотой 10 мм. Диаметр круглого шипованного ребра $D_{жк} = 3$ мм является эквивалентом диаметра шипованного ребра каплевидной формы. Каплевидные ребра имеют определенные размеры: радиус широкой части 0,8 мм, радиус малой части 0,4 мм и расстояние 2,8 мм между центрами узкой и широкой частей (рис. 1).

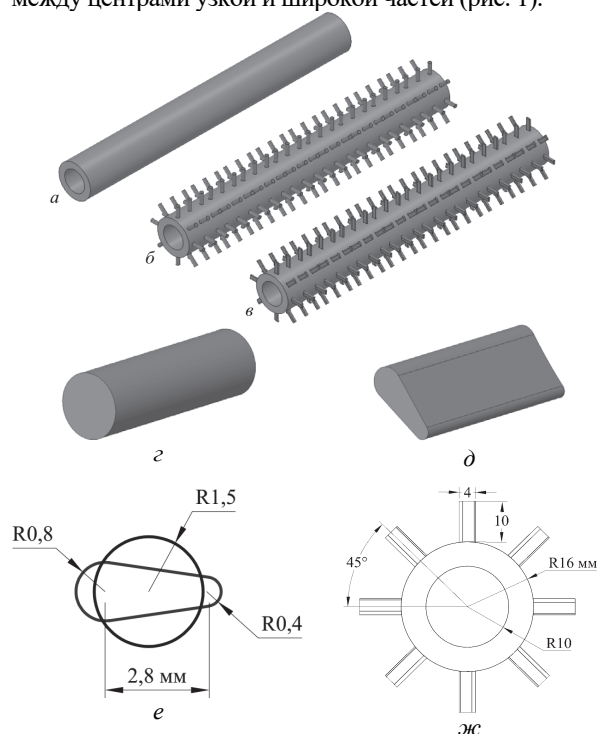


Рис. 1. Объект исследования: а- гладкая круглая труба; б- труба с круглыми шипованным оребрением; в- труба с каплевидным шипованным оребрением; г- круглое ребро; д- каплевидное ребро; е- поперечное сечение каплевидного и цилиндрического ребра; ж- поперечное сечение трубы с каплевидными ребрами.

Исследование проводится с использованием программного обеспечения ANSYS Fluent [7]. Во всех вариантах применялась модель турбулентности RNG k-ε с использованием метода пристеночного моделирования (Enhanced Wall Treatment). Окончание расчета происходило при достижении порядка погрешности решения уравнения энергии 10^{-6} и 10^{-4} для других уравнений.

В качестве внешнего теплоносителя рассматривался поток воздуха со скоростью на входе в канал $u_{вх} = 3-15$ м/с при температуре $T_{вх} = 25^\circ$ С и атмосферном давлении $p = 1$ атм. Температура внутренней поверхности трубы $T_{тубы} = 76^\circ$ С. Граничные условия показаны на рис. 2.

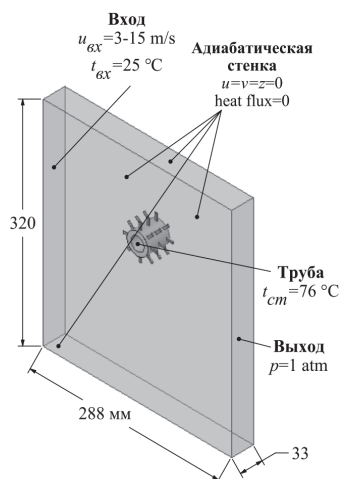


Рис. 2. Расчетная область с граничными условиями.

1.2. Расчетная сетка

Расчетная сетка генерируется с использованием Mesh (рис. 3). Сетка сгущается в областях с наибольшими градиентами скорости и давления для точного моделирования, соответствуя требованиям модели турбулентности $0 < y^+ < 1$. Минимальное качество сетки для всех случаев установлено на уровне 0,96.

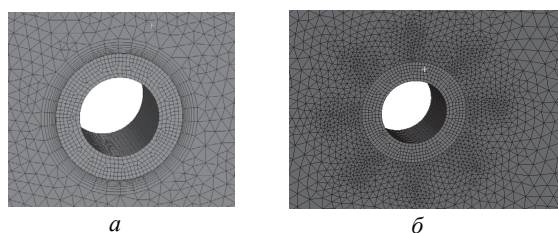


Рис. 3. а- Расчетная сетка и ее детали вокруг труб: гладкая труба; б- оребренная труба.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

На рис. 4 показана зависимость коэффициента аэродинамического сопротивления от числа Рейнольдса. При увеличении числа Рейнольдса коэффициент аэродинамического сопротивления уменьшается из-за сужения турбулентного следа и перемещения точки отрыва пограничного слоя ниже по течению. Для трубы с каплевидным шипованным оребрением коэффициент аэродинамического сопротивления меньше на 1,36-7,95% по сравнению с трубой с цилиндрическим шипованным оребрением. Коэффициент аэродинамического сопротивления для гладкой трубы на 23,61-45,79% и 29,47-48,91% меньше, чем для труб с каплевидным и цилиндрическим шипованным оребрением соответственно. Это объясняется тем, что ребра увеличивают сопротивление потоку. Результаты на рис. 4 показывают близкое соответствие численных и экспериментальных данных [3] с максимальным отклонением 4,78%.

- Эксп., труба с круглыми шипованным оребрением [3]
- ANSYS, труба с круглыми шипованным оребрением
- ▲ ANSYS, труба с каплевидным шипованным оребрением
- × ANSYS, гладкая труба

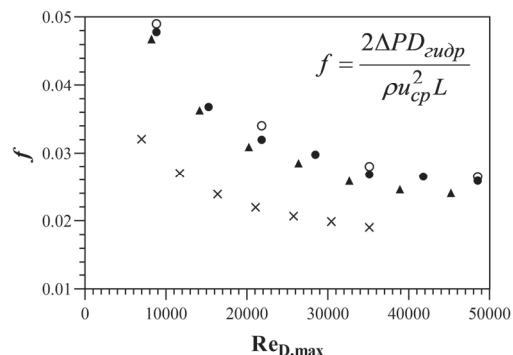


Рис. 4. Зависимость коэффициента аэродинамического сопротивления от числа Рейнольдса (ΔP – перепад давления между входом и выходом рабочего участка, u_{cp} – средняя скорость потока в узком сечении рабочего участка, $D_{гидр}$ – гидравлический диаметр, ρ – плотность, L – длина рабочего участка).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Исследованы аэродинамические характеристики труб с цилиндрическим и каплевидным шипованным оребрением при числах Рейнольдса от $7,03 \times 10^3$ до $35,17 \times 10^3$. Среди оребренных труб наименьший коэффициент сопротивления показали трубы с каплевидным оребрением, он был на 1,36-7,95% ниже, чем у трубы с круглыми оребрением.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Polat M.E. and Cadirci S. Artificial neural network model and multi-objective optimization of microchannel heat sinks with diamond-shaped pin fins // International Journal of Heat and Mass Transfer, 2022, Vol 194, 123015.
2. Kotcioglu I, Caliskan S., Baskaya S. and Kotcioglu I. Experimental study on the heat transfer and pressure drop of a cross-flow heat exchanger with different pin-fin arrays // Heat and mass transfer, 2011, Vol 47, P. 1133-1142.
3. Yasin N.J. and Oudah M.H. The Effect of Solid and Perforated Pin Fin on the Heat Transfer Performance of Finned Tube Heat Exchanger // International Journal of Energy Engineering, 2018, Vol 8, P. 1–11.
4. Дрейцер Г.А. Экспериментальные исследования влияния геометрической формы турбулизаторов на интенсивность теплообмена в трубах // Труды РНКТ. 2002. Т. 3. С. 96–100.
5. Lavasani A.M. and Bayat H. Experimental study of convective heat transfer from in-line cam shaped tube bank in crossflow // Applied thermal engineering, 2016, Vol 65, № 1-2, P. 85-93.
6. Деев Р. Экспериментальное и численное исследование влияния угла атаки на характеристики воздушного потока при обтекании одиночной каплевидной трубы // Физико-химическая кинетика в газовой динамике. 2021. Т. 22. № 2. С. 53-67.
7. ANSYS Fluent Reference Guide. ANSYS. Inc. Release 16.0. 2015.

ПОЛЯ СКОРОСТИ И ТЕМПЕРАТУРЫ В ОДНОФАЗНОМ КОНТУРЕ ЕСТЕСТВЕННОЙ ЦИРКУЛЯЦИИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ УСЛОВИЯХ ТЕПЛОПОВОДА НА ОБОГРЕВАЕМОЙ ПОВЕРХНОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

Контуры естественной циркуляции (КЕЦ), в том числе с однофазным теплоносителем, активно изучаются и в настоящее время. За последние годы с применением современных методов исследования (экспериментальных и расчетных, в том числе численного моделирования) получены новые данные о работе контуров при разных режимах циркуляции (стартовые, устойчивые, неустойчивые) [3 - 6]. Однако как в более ранних, так и в работах последних лет практически не проводится сравнительный анализ влияния на характеристики течения и теплообмена типа граничных условий на обогреваемой поверхности. Отсутствие подобной информации затрудняет расчет и проектирование таких систем. В настоящей работе применительно к конструкции экспериментального КЕЦ [1, 2] выполнено двумерное численное моделирование полей скорости и температуры при однофазном течении теплоносителя. Расчеты проведены для двух типов граничных условий на обогреваемой поверхности – $q_c = \text{const}$ и $T_c = \text{const}$ для ламинарного режима течения.

2. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Конструкция лабораторного контура позволила в качестве расчетной модели рассматривать замкнутую по жидкости систему из круглой и кольцевой труб. Круглая (обогреваемая) труба расположена соосно внутри кольцевой трубы. Кольцевая труба моделирует опускной участок контура. В итоге задачу можно было решить в двумерной постановке. Выражение для вектора подъемной силы, которая появляется в системе уравнений сохранения и которая является источником движения жидкости, может в общем случае быть записано как $F_b(r,z) = g[\rho(r,z) - \rho_r(z)]$, где g - вектор ускорения свободного падения, ρ_r - местная характерная плотность. В настоящих расчетах в качестве $\rho_r(z)$ использовалась средняя по сечению плотность в опускной секции при локальной координате z по высоте петли.

Система уравнений сохранения решалась численно с использованием метода контрольного объема в рамках компьютерного кода ANES.

По результатам расчета полей скорости и температуры рассчитаны продольные изменения коэффициентов сопротивления трения ξ и коэффициентов теплоотдачи.

Представленные ниже результаты получены для подъемных секций с внутренними диаметрами $d = (5,4; 9,1; 15)$ мм при температуре теплоносителя на входе 23 °С. Тепловые нагрузки задавались таким образом, чтобы при разных диаметрах d и длинах подъемной секции L_h обеспечивались близкие по числу Re режимы течения. Приведенные на графиках результаты соответствуют числам Re на выходе из зоны обогрева $Re = 1015 - 1060$ в зависимости от внутреннего диаметра трубы и высоты подъемной секции. Следует иметь в виду, что течение теплоносителя в обогреваемой секции происходит в условиях достаточно сильной переменной теплофизических свойств, прежде всего, вязкости. Это приводит к весьма существенному изменению числа Re вдоль потока. Так, например, чтобы обеспечить число Re на выходе из зоны обогрева длиной $1,3$ м на уровне $Re = 1050 - 1060$ при внутреннем диаметре $d = 5,4$ мм требуется обеспечить температуру греющей стенки $T_c = 64$ °С или плотность теплового потока на стенке $q_c = 15$ кВт/м². При этом число Re изменится от 770 на входе до 1040 на выходе при $T_c = \text{const}$ и в пределах $Re = 540 - 1070$ при $q_c = \text{const}$. С увеличением гидравлического диаметра для обеспечения аналогичного гидродинамического режима требуются меньшие тепловые нагрузки. Например, при $d = 15$ мм число $Re = 1060$ на выходе достигается при $T_c = 40$ °С при длине $L_h = 1,4$ м, диапазон изменения Re вдоль потока составит $Re = 910 - 1060$. При $L_h = 2,8$ м и $d = 15$ мм число Re меняется в диапазоне $Re = 900 - 1015$ при $T_c = 33$ °С.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

На рис. 1,а представлены расчетные профили скорости вблизи выхода из зоны обогрева в зависимости от гидравлического диаметра при $T_c = \text{const}$. Степень деформации профилей скорости зависит не только от гидравлического диаметра, но также от длины обогреваемой секции при $d = \text{idem}$ (кривые 3, 4 на рис 1,а). Сопоставление профилей скорости при близких гидродинамических режимах при $q_c = \text{const}$ и $T_c = \text{const}$ приведено на рис. 1,б. Деформация профилей скорости вдоль потока при $q_c = \text{const}$ происходит более интенсивно (кривые 3,4), чем при $T_c = \text{const}$ (кривые 1, 2).

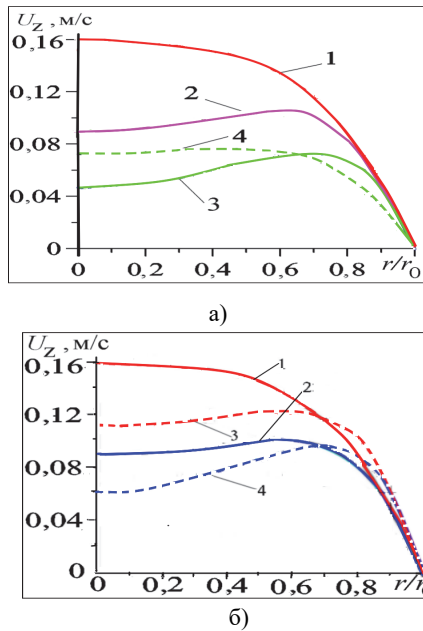


Рис. 1. Расчетные профили скорости вблизи выхода из зоны обогрева для разных труб при граничных условиях: а) $T_c = \text{const}$, $l - d = 5,4 \text{ мм}$, $z = 1,25 \text{ м}$, $T_c = 64 \text{ }^\circ\text{C}$; 2 - $d = 9,1 \text{ мм}$, $z = 1,26 \text{ м}$, $T_c = 51 \text{ }^\circ\text{C}$; 3 - $d = 15 \text{ мм}$, $z = 1,37 \text{ м}$, $T_c = 40 \text{ }^\circ\text{C}$; 4 - $d = 15 \text{ мм}$, $z = 2,71 \text{ м}$, $T_c = 33 \text{ }^\circ\text{C}$; б) сопоставление профилей скорости при $T_c = \text{const}$ (кривые 1,2) и $q_c = \text{const}$; (пунктирные кривые 3,4) $l - d = 5,4 \text{ мм}$, $z = 1,25 \text{ м}$, $T_c = 64 \text{ }^\circ\text{C}$; 2 - $d = 9,1 \text{ мм}$, $z = 1,26 \text{ м}$, $T_c = 51 \text{ }^\circ\text{C}$; 3 - $d = 5,4 \text{ мм}$, $z = 1,28 \text{ м}$, $q_c = 15 \text{ кВт/м}^2$; 4 - $d = 9,1 \text{ мм}$, $z = 1,28 \text{ м}$, $q_c = 10 \text{ кВт/м}^2$, (z - расстояние от входа в зону обогрева).

Расчетные графики продольного изменения градиента скорости на стенке для разных труб и граничных условий приведены на рис. 2. (Показаны абсолютные значения $|dU_z/dz|$, координата z отсчитывается от начала обогрева). Следует отметить качественно противоположный характер зависимости $|dU_z/dz|$ как функции от (z/d) при $T_c = \text{const}$ (рис. 2, а) и $q_c = \text{const}$ (рис. 2, б).

Касательные напряжения на стенке, а следовательно, и коэффициенты сопротивления трения) зависят не только от градиента скорости на стенке, но и от вязкости жидкости вблизи стенки, которая изменяется вдоль потока с температурой. Поэтому ξ и вид зависимости $\xi = f(X)$ будут зависеть от того, какой эффект окажется преобладающим (рис. 3). -(Здесь X - приведенная продольная координата $X = (1/\text{Re})(z/d)$.)-

Пунктирные линии на рис. 3 (кривые 3, 4, 7, 8) - расчет по эмпирической формуле

$$\xi/\xi_0 = (\mu_c/\mu_{ж})^n, \quad n > 0 \quad (1)$$

для вынужденного движения жидкости, содержащей поправку на изменение вязкости жидкости с температурой и используемой в отсутствие иных рекомендаций также и в гидравлических расчетах контуров естественной циркуляции. Согласно рекомендациям [7]

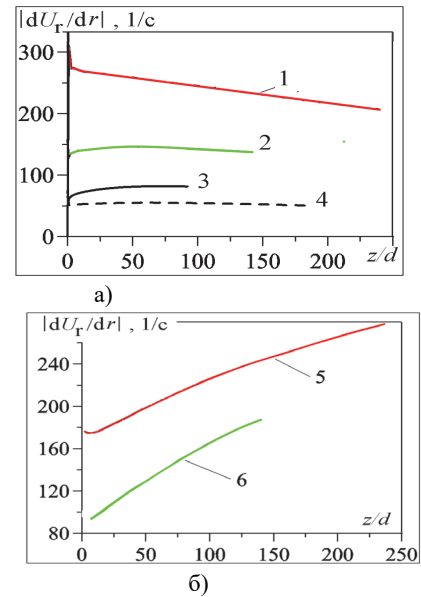


Рис. 2. Продольное изменение в зоне обогрева градиента скорости на стенке для разных труб при граничных условиях: а) $T_c = \text{const}$, б) $q_c = \text{const}$; 1 - $d = 5,4 \text{ мм}$, $L_h = 1,3 \text{ м}$, $T_c = 64 \text{ }^\circ\text{C}$; 2 - $d = 9,1 \text{ мм}$, $L_h = 1,3 \text{ м}$, $T_c = 51 \text{ }^\circ\text{C}$; 3 - $d = 15 \text{ мм}$, $L_h = 1,4 \text{ м}$, $T_c = 40 \text{ }^\circ\text{C}$; 4 - $d = 15 \text{ мм}$, $L_h = 2,8 \text{ м}$, $T_c = 33 \text{ }^\circ\text{C}$; 5 - $d = 5,4 \text{ мм}$, $L_h = 1,3 \text{ м}$, $q_c = 15 \text{ кВт/м}^2$, 6 - $d = 9,1 \text{ мм}$, $L_h = 1,3 \text{ м}$, $q_c = 10 \text{ кВт/м}^2$.

$$n = C \left(\text{Re} \frac{d_h}{l_{об}} \right)^m \left(\frac{\mu_c}{\mu_{ж}} \right)^{-0.062}, \quad C = 2.30, \quad m = 0.3 \text{ при}$$

$\text{Re} \cdot (d_h/l) \leq 1500$ и $C = 0,535, m = 0,1$ при

$\text{Re} \cdot (d_h/l) > 1500, \xi_0$ - коэффициент сопротивления трения при постоянных свойствах.

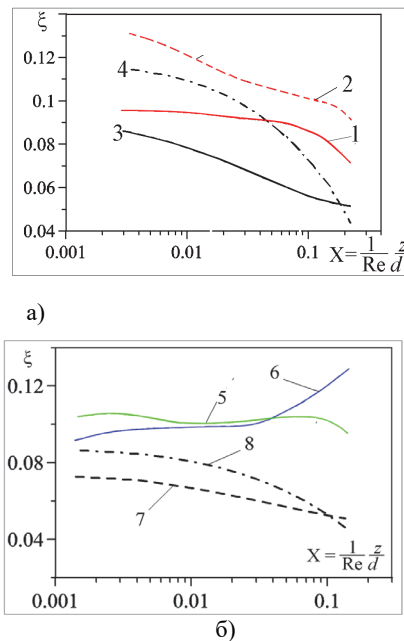


Рис. 3. Продольное изменение коэффициентов сопротивления трения для труб с внутренними диаметрами $d = 5,4$ и $9,1 \text{ мм}$ при длине обогреваемой секции $L_h = 1,3 \text{ м}$: а) $d = 5,4 \text{ мм}$; 1, 2 - численное моделирование, 1 - $T_c = \text{const} = 64 \text{ }^\circ\text{C}$, 2 - $q_c = 15 \text{ кВт/м}^2$; 3, 4 - расчет по формуле (1), 3 - $T_c = 64 \text{ }^\circ\text{C}$, 4 - $q_c = 15 \text{ кВт/м}^2$; б) $d = 9,1 \text{ мм}$, 5, 6 - численное моделирование, 5 - $T_c = \text{const} = 51 \text{ }^\circ\text{C}$, 6 - $q_c = \text{const} = 10 \text{ кВт/м}^2$, 7, 8 - расчет по формуле (1), 7 - $T_c = 51 \text{ }^\circ\text{C}$, 8 - $q_c = 10 \text{ кВт/м}^2$.

Как видно, использование формулы (1) на практике может привести к большим погрешностям в расчетах скорости циркуляции контура и ошибочным прогнозам режимов работы технологических установок с естественной циркуляцией теплоносителя. Расчеты указывают на существенную зависимость ξ от гидравлического диаметра.

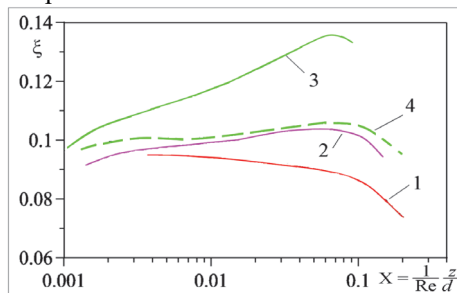


Рис. 4. Зависимость коэффициента сопротивления трения от приведенной координаты при $T_c = \text{const}$ для труб с разными внутренними диаметрами: 1 – $d = 5,4$ мм, $L_h = 1,3$ м, $T_c = 64$ °С; 2 – $d = 9,1$ мм, $L_h = 1,3$ м, $T_c = 51$ °С; 3 – $d = 15$ мм, $L_h = 1,4$ м, $T_c = 40$ °С; 4 – $d = 15$ мм, $L_h = 2,8$ м, $T_c = 33$ °С

В целом, согласно расчетам при движении жидкости исключительно под действием термогравитационных сил, касательные напряжения на стенке изменяются вдоль зоны обогрева сложным образом и коэффициент сопротивления трения, применяемый в гидравлических расчетах, не может быть описан простой зависимостью вида $\xi = a/Re^b$. Хотя изменение вязкости жидкости с температурой влияет существенно на изменение трения на стенке, учет этого эффекта в виде введения поправочного множителя не улучшает точность расчетов.

В сходственных гидродинамических режимах теплоотдача при $q_c = \text{const}$ выше, чем при $T_c = \text{const}$. При относительно большом удалении от начала обогрева расчеты указывают на качественно разный характер зависимости $Nu(z/d)$. Для всех рассчитанных режимов числа Нуссельта превышают числа Нуссельта для стабилизированного вынужденного течения с постоянными теплофизическими свойствами, которые часто используется в инженерной практике в гидравлических расчетах систем с естественной циркуляцией.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполнено численное моделирование формирования полей скорости и температуры в обогреваемой секции однофазного контура естественной циркуляции при ламинарном течении жидкости.

В сходственных гидродинамических режимах деформация профилей скорости вдоль потока при $q_c = \text{const}$ происходит более интенсивно, чем при $T_c = \text{const}$. Наблюдается качественно противо-

положный характер зависимости $|dU_z/dz|$ как функции от (z/d) при $T_c = \text{const}$ и $q_c = \text{const}$. В целом, касательные напряжения на стенке, а следовательно, и коэффициенты сопротивления трения) зависят не только от градиента скорости на стенке но и от вязкости жидкости вблизи стенки, которая изменяется вдоль потока с температурой. Поэтому ξ и вид соотношения $\xi = f(X)$ будут зависеть от того, какой эффект окажется преобладающим. Касательные напряжения на стенке изменяются вдоль зоны обогрева сложным образом и коэффициент сопротивления трения, применяемый в гидравлических расчетах, не может быть описан простой зависимостью вида $\xi = a/Re^b$.

Коэффициенты теплоотдачи в сходственных гидродинамических режимах при $q_c = \text{const}$ выше, чем при $T_c = \text{const}$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Kaban'kov O.N.**, Sukomel L.A., Zubov N.O., Yagov V.V. Experimental study of thermo-hydraulic characteristics of natural circulation loop at water and FC-72 boiling under atmospheric pressure // IOP Conf. Series: Journal of Physics: Conf. Series. 2017. Vol. 891. P 1–9.
2. **Сукомел Л.А., Кабаньков О.Н., Анкудинов В.Б.** Численное моделирование трения и теплообмена при вязкостно-гравитационном течении жидкости в контурном термосифоне // Инженерно-физический журнал, 2020. Том 93, №5. С. 1319.
3. **Misale M.** Overview on single-phase natural circulation loops // Proc. on the Int. Conf. on Advances in Mechanical and Automation Engineering. 20014, 12 p. ISBN 978-1-63248-022-4
4. **Benzoni G., Introini C., Lorenzi S., Loi L., Cammi A.** 1D modelling and preliminary analysis of the coupled DYNASTY-eDYNASTY natural circulation loop // Frontiers in Energy Research, 2023, 18 p., Doi:10.3389/fenrg.2023/1165179
5. **Hariyanto D., Warris A., Suprijadi.** Computational fluid dynamics analysis of the natural circulation system in vertical heater horizontal cooler (VHHC) molten salt loop // Journal of Physics: Conference Series, 2022, 11 p. 2243(2022)01257, Doi: 10.1088/1742-6596/2243/012057
6. **Bocanerza J.A., Marchetto A., Misale M.** Parallel connected natural circulation loops using different working fluids: experimental results // Journal of Physics. Conference series, 20024, 7 p., doi 10.88/1742-6596/2685/1/012072
7. **Ягов В.В.** Теплообмен в однофазных средах и при фазовых превращениях. Учебное пособие. Москва: Изд. дом МЭИ, 2014. 542 с.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ СИСТЕМЫ ВОДЯНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ ТЕПЛО ВЫДЕЛЯЮЩИХ СБОРОК РЕЗИСТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

ВВЕДЕНИЕ

В современной энергетике существует проблема обеспечения постоянства выходных параметров при работе автономных систем с переменным числом подключаемых потребителей. Их отключение или аварийное изменение режима функционирования приводит к появлению избыточной мощности. При обратном процессе (при возникновении электрической перегрузки из-за быстрого увеличения числа подключенных потребителей) возникает недостаток мощности. Эти процессы приводят к срывам в работе установок и возникновению аварийных ситуаций.

Данную проблему решают системы с блоками балластных сопротивлений. Они применяются в газотурбинных установках генерации электрической энергии, в нефтегазовой отрасли для работ с газотурбинными двигателями, предназначенными для транспортировки энергоресурсов, в атомной промышленности для утилизации электрической энергии при возникновении аварийных пиковых нагрузок, для систем энергетических ядерных установок замкнутого цикла, предназначенных для судовых установок, в космической отрасли для утилизации электрической энергии двигателей на ядерном топливе.

Принцип работы блоков балластной нагрузки заключается в преобразовании электрической энергии в тепловую за счет резистивных элементов, которые в процессе работы разогреваются до 200 °С и охлаждаются водой или воздухом.

Сложность в конструировании таких устройств заключается в компоновке секций сопротивлений. Они имеют большие массогабаритные характеристики, что приводит к невозможности использования балластных систем в условиях ограниченной массы, например в космосе. Также часто резисторы в секциях охлаждаются недостаточно эффективно. Это может привести к износу материала сопротивления и изменению его характеристик со временем использования.

Поэтому создание компактных и эффективных систем водяного охлаждения тепловыделяющих сборок резистивных элементов считается задачей весьма актуальной в обозначенной тематике.

1. ПРОЕКТ ТЕПЛОТВОДЯЩЕЙ СИСТЕМЫ

1.1 Цели и задачи

Данная работа заключается в создании и реализации проекта эффективной теплоотводящей системы с водяным теплоносителем для тепловыделяющей сборки непроволочных резистивных элементов.

Предполагается, что изделие улучшит и упростит конструкцию блоков балластной нагрузки, а именно:

- улучшить теплосъем тепловыделяющих элементов;
- уменьшить габариты секции;
- за счет инновационного крепления даст возможность вынимать один резистивный элемент без полного разбора конструкции.

Всё это достигается за счет собственной разработки коллекторно-охлаждающей системы, не имеющей аналогов на рынке.

Ставятся задачи:

- проектирование конструкции 3D модели изобретения;
- расчет теплофизических показателей теплоносителя при прохождении через разрабатываемую конструкцию при помощи специализированных программ;
- редактирование конструкции с целью оптимизации процесса теплосъема;
- изготовление испытательного образца с использованием датчиков;
- проведение испытаний;
- сравнение результатов испытаний с расчетными и редактирование конструкции с целью оптимизации процесса теплосъема.

На данный момент создана пробная не детализированная 3D модель системы, представленная на рисунке 1.

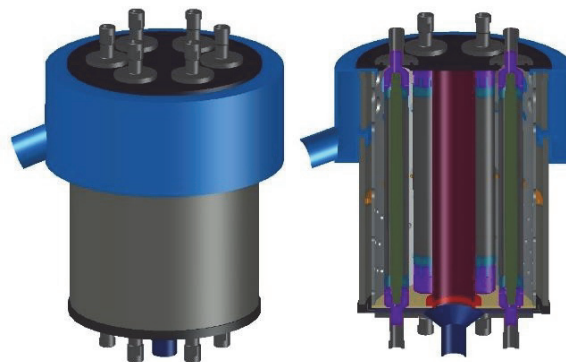


Рис.1. Пробная не детализированная 3D модель системы водяного охлаждения тепловыделяющих сборок резистивных элементов.

1.2 Конструкция

Конструкция охлаждения состоит из: двустенного бака, крышки верхней и нижней, центрального охлаждающего аппарата, коллектора подвода теплоносителя и кожух отвода теплоносителя. При помощи нее достигается высокая эффективность отвода тепла от греющихся элементов.

Элементы конструкции:

1. Двустенный бак состоит из:

- внешней стенки служащей корпусом для изделия, изготовлена из полипропилена;

- внутренней стенки со специальной двухпоточной системой отверстий для оптимизации выхода охлаждающей среды в рабочую полость. За счет маленького расстояния между стенками изделия создается большой напор. Перегородка между внешней и внутренней стенками на половине длины корпуса. Представляет собой закругленное кольцо с системой отверстий. В нижней части корпуса находится «холодная вода», подводимая к греющим элементам, в верхней части «горячая вода», отводимая от резистивных элементов в верхний кожух. Данная перегородка с отверстиями увеличивает напор потока и дает холодной воде поступить в верхнюю часть бака, чтобы частично охладить нагретый теплоноситель.

крышки верхней с механизмом извлечения резисторов.

- крышки нижней и нижнего раздаточного коллектора с патрубком подвода теплоносителя. Также в него входит нижнее направляющее кольцо для подвода теплоносителя в межстенное пространство бака.

2. Центральный аппарат охлаждения состоит из полипропиленовой трубки с системой отверстий и спиральным вытеснителем (на рисунке не показан). Он расположен в центре бака изделия. Через него подводится жидкость внутрь рабочего пространства. Вытеснитель необходим для турбулизации потока и увеличения напора теплоносителя внутри аппарата.

3. Верхний кожух сбора и отвода нагретого теплоносителя представляет собой полое кольцо, обернутое вокруг верхней части корпуса. В него из сквозного отверстия в баке поступает горячий теплоноситель и отводится в системы внешнего охлаждения блоков балластных сопротивлений. Направление потока теплоносителя схематично показано на рисунке 2.

Конструкция тепловыделяющего модуля состоит из 6 одинаковых сборок, каждая из которых имеет: резистивный элемент, два плавающих контакта, вытеснитель. При помощи нее электрическая энергия преобразуется в тепловую, сопротивление нагревается.

1. Резистивный элемент представляет собой безиндуктивный непроволочный резистор, сделанный на базе керамической трубки высокой пористости с объемным углеродистым напылением, и имеющий серебряные контакты.

2. Плавающие контакты представляют собой металлические изделия с отверстиями. С помощью них на резистор подается ток, а через отверстия во внутреннюю часть трубки подается теплоноситель, за счет этого увеличивается площадь теплоотдачи и количество отводимого тепла.

3. Вытеснитель - тонкий стержень из стекло-текстолита. Он предназначен для вытеснения избытка жидкости из полости резистора для образования турбулентного потока и большего напора.

1.3. Методика теплогидравлического расчета

1. Геометрия: точная расстановка размеров и утверждение геометрии омываемых поверхностей.

2. Нагрев поверхностей резистивных элементов: расчет объемного нагрева резистивных элементов при заданных подводимой электрической мощности и граничных условиях в программе Transient Thermal Mechanical (ANSYS). По полученным результатам определяем необходимый расход теплоносителя, подаваемый на резистивный элемент.

3. Нагрев воды: после назначения и расчета основных поверхностей нагрева, идет теплогидравлический расчет потока охлаждающей воды в программе Fluid Flow (CFX).

4. Нагрев оставшихся поверхностей: рассчитываем нагрев поверхностей стенок и крышек от теплоносителя рабочей полости. Задумываемся над техникой безопасности.

5. Термодинамические показатели

1.4. Сравнительный анализ

Выявляются преимущества и недостатки расчета в программе ANSYS. Производится повторение предыдущих этапов в ещё одной программе (STAR- CCM+/ ЛОГОС). Затем осуществляется сравнительный анализ результатов, полученных от данных программ. Формируется общий отчет о проделанной расчетной работе.

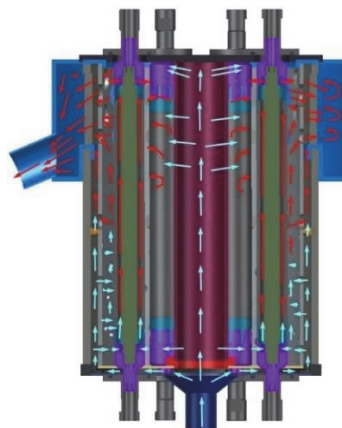


Рис.2. Направление потока теплоносителя.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разрабатываемое изделие значительно улучшает и упрощает конструкцию, являясь сборочным элементом, помещаемым в блоки балластной нагрузки, которые востребованы в энергетической области. Данная работа предполагает расчет в специализированных программах для теплофизических и гидродинамических систем. Что примечательно, получение результатов теплогидравлического расчета в нескольких программах позволит дополнительно произвести сравнительный анализ процесса моделирования теплофизических явлений, а также выявить преимущества и недостатки расчета в данных программах

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ДИСПЕРСНОСТИ РАСПЫЛА КАПЕЛЬ ВОДЫ ФОРСУНКОЙ

ВВЕДЕНИЕ

В инженерной практике традиционным методом распыла жидкостей является использование форсунок. Различают следующие типы форсунок: струйные, центробежные, пневматические (двухфазные), ударные, механические, акустические и т.п. В материалах коммерческих фирм (Lechler, Spraying Systems Co., Vete, Euspray и др.) часто используется собственная терминология (щелевые, вращающиеся, струйные с длинным соплом, ультразвуковые и пр.).

Процесс образования мелкодисперсного распыла довольно хорошо описан в литературе для различных типов форсунок. В механических (струйных, центробежных) и пневматических (воздушных, паровых) форсунках дробление истекающей из сопла пелены жидкости происходит под действием гидродинамических сил, вызванных разностью скоростей пелены жидкости и окружающей среды, с образованием отдельных ступков в виде нитей и их дальнейшим распадом на капли. В ряде случаев имеет место многоплановое вторичное взаимодействие капель с несущим газовым потоком.

Все это обуславливает существование некоего распределения капель по размерам, причем спектр размеров капель может оказаться достаточно широким – от долей до сотен микрометров. Как показали многочисленные исследования, при механическом распыле жидкостей центробежными форсунками спектр размеров капель близок к логнормальному распределению.

Использование свойств газо-капельных потоков с малой массовой концентрацией (до 1%) жидкой фазы может позволить решить задачу снижения аэродинамического нагрева. В таком случае жидкая фаза практически не влияет на свойства несущего потока, при этом капли могут охлаждаться до термодинамической температуры потока [1-3]. Организовав выпадение охлажденных капель на стенку, возможно добиться снижения температуры поверхности.

В результате ранее проведенных экспериментальных исследований [4-6] создана и отлажена система подготовки и впрыска жидкости в высокоскоростной поток через одно- и многофорсуночную систему в форкамере аэродинамической установки. Проведена серия тепловизионных измерений темпа охлаждения пластины, обтекаемой сверхзвуковым воздушным и воздушно-капельным потоками. Обнаружены эффекты образования ледяных наростов на обтекаемой стенке со снижением температуры на 10-13° С по сравнению с однофазным потоком. Опробован метод аэродинамической фокусировки частиц вдоль фронта скачка

уплотнения при установке перед моделью клина-генератора скачка уплотнения. Эффект охлаждения стенки в данном методе существенно зависит от размера формируемых форсункой капель.

Целью данной работы является исследование дисперсности (распределения капель по размерам) при истечении воды из форсунки в атмосферу при варьировании перепада давления на ней.

1. МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

1.1. Методика проведения исследования

Большинство современных методов определения дисперсионного состава взвешенных в газовой фазе частиц, дающих детальную информацию об их размерах, основаны на оптических измерениях. Оптические методы весьма распространены, так как являются бесконтактными (не вносят возмущений в несущую среду и не воздействуют на частицы).

В данной работе использовался панорамный теневой лазерный метод SSP (shadow photography) [7-9], включающий в себя: систему освещения потока на основе двойного импульсного Nd:YAG лазера Beamtch с длиной волны 532 нм, 7-суставную руку для доставки лазерного излучения, светорассеивающий экран для создания фоновой подсветки со спиртовым раствором люминофора родамина, цифровую ПЗС-камеру с кадровой частотой на полном разрешении до 15 Гц, объектив-микроскоп Infinity K2 DistaMax и синхронизирующий процессор Polis SP-10.0ПС. Цифровой анализ теневого SSP (shadow photography) изображения капель позволяет определить положение и границу объекта в момент фоновой подсветки лазером, что важно в задачах термоаэродинамики двухфазного потока.

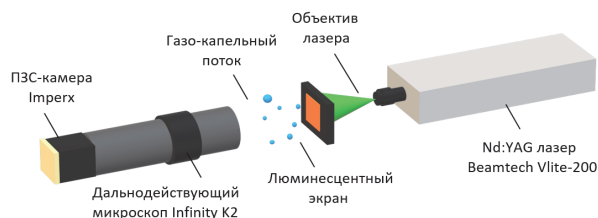


Рис. 1. Методика измерения дисперсности распыла капель воды форсункой.

1.2. Результаты исследования

Панорамным теневым методом получена серия снимков мгновенного состояния капель около среза сопла форсунки (Рис. 2) и на расстоянии 30 мм (Рис. 3), а также вплоть до 100 мм от среза для сравнения с данными от производителя.

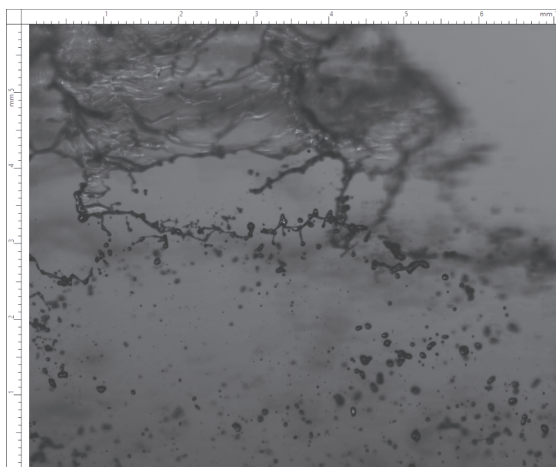


Рис. 2. Дробление воды на капли и определение угла конуса факела распыла.



Рис. 3. Сформированный мелкодисперсный распыл на расстоянии 30 мм от среза форсунки.

Полученные снимки позволяют оценить угол конуса формируемого факела распыла, преобладающий механизм дробления капель, а набираемая статистика из тысяч кадров – построить гистограммы распределения капель по размерам (Рис. 4).

Проведена серия измерений распределения водных капель по размерам при распыле центробежной форсункой с помощью метода PolisSpray в сравнении с данными производителя форсунки Lechler. Так при перепаде давления 900 кПа среднезауэровский диаметр капель при распыле в атмосферу составил около 70 мкм (Рис. 4), а по данным производителя – 66 мкм.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведена серия измерений распределения водных капель по размерам при распыле центробежной форсункой с помощью метода PolisSpray в сравнении с данными производителя. Проведено сравнение диаметра капель по окружности факела распыла для перепадов давления 10 и 100 атм.

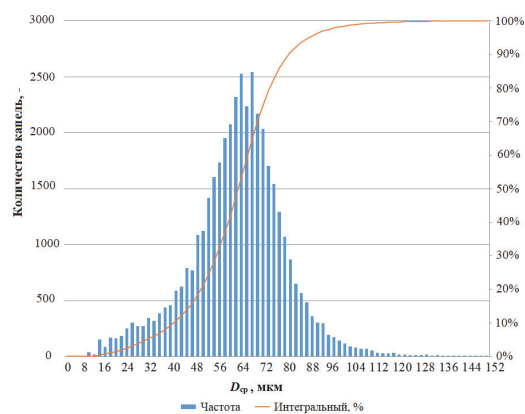


Рис. 4. Гистограмма распределения капель по размерам при распыле воды форсункой в атмосферу.

Работа выполняется в рамках госбюджетной темы АААА-А19-119012990115-5 НИИ механики.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Леонтьев А.И., Осипцов А.Н., Рыбдылова О.Д. Пограничный слой на плоской пластине в сверхзвуковом газодисперсном потоке. Влияние испаряющихся капель на температуру адиабатической стенки // ТВТ. 2015. Т. 53. № 6. С. 910-917.
2. Леонтьев А.И., Лушник В.Г., Макарова М.С., Попович С.С. Коэффициент восстановления температуры в сжимаемом турбулентном пограничном слое // ТВТ. 2022. Т. 60. № 3. С. 455-480.
3. Zditovets A.G., Kiselev N.A., Popovich S.S., Vinogradov U.A. Adiabatic wall temperature in the supersonic flow of moist air with spontaneous condensation // Experimental Thermal and Fluid Science. 2024. V. 150. No 111057.
4. Попович С.С., Здитовец А.Г. и др. Измерение адиабатной температуры стенки плоской пластины, обтекаемой сверхзвуковым воздушно-капельным потоком // Известия РАН. МЖГ. 2020. № 5. С. 130-136.
5. Popovich S.S., Zditovets A.G. et al. Experimental study of the shock wave influence on adiabatic wall temperature in a supersonic air-droplet flow // JoP: Conf. Ser. 2020. V. 1683. No 022064.
6. Попович С.С., Леонтьев А.И. и др. Экспериментальное исследование обтекания пластины сверхзвуковым потоком воздуха с примесью мелкодисперсных водных капель // Мат. 8-й Рос. нац. конф. по теплообмену РНКТ-8 в 2 т. Т. 1. М.: МЭИ, 2022. С. 428-431.
7. Попович, С. С., Виноградов Ю.А., Здитовец А.Г. Экспериментальное исследование термогазодинамики течения воздушно-капельного потока в плоском сверхзвуковом сопле // XIII Всерос. Съезд по теор. и прикл. механике: Сб. тез. докл. в 4 т. Т. 2. Санкт-Петербург: СПбПУ, 2023. С. 1051-1052.
8. Бильский А.В., Гобызов О.А., Маркович Д.М. История и тенденции развития метода анемометрии по изображениям частиц для аэродинамического эксперимента (обзор) // Теплофизика и аэромеханика. 2020. Т. 27. № 1. С. 1-24.
9. Знаменская И.А. Методы панорамной визуализации и цифрового анализа теплофизических полей. Обзор // Научная визуализация. 2023. Т. 13. № 3. С. 125-158.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ДИСПЕРСНОГО СОСТАВА НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОЛЯ ДАВЛЕНИЙ В ХОЛОДНОЙ МОДЕЛИ ГАЗОГЕНЕРАТОРА ОПИЛА

ВВЕДЕНИЕ

Биомасса является углеродно-нейтральным возобновляемым источником энергии и может служить сырьем для производства синтез-газа в поточных газогенераторах. Особое внимание при разработке реакторных процессов требуется уделять форме и дисперсному составу частиц биомассы. Опил, являясь перспективным топливом для объектов распределенной энергетики, включает в себя вытянутые частицы цилиндрической и пластинчатой формы, гидродинамика которых в низкоконцентрированных и высококонцентрированных системах слабо изучена [1]. Дополнительную сложность при разработке поточных газогенераторов на опиле представляет разнообразный фракционный состав топлива, который также определяет гидродинамику системы [2].

Работа направлена на установление влияния дисперсного состава биомассы на стохастические характеристики пульсаций давления и структуру потока в плоской холодной модели газогенератора.

1. ОПИСАНИЕ ОПЫТОВ

Схематическое изображение лабораторного стенда показано на рис. 1.

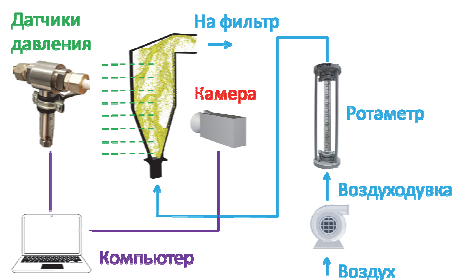


Рис. 1. Получение стохастических характеристик пульсаций давления и структуры газодисперсного потока в холодной модели газогенератора.

Плоская холодная модель газогенератора состоит из участка подвода воздуха (снизу), конического участка, прямоугольного участка и выходного участка с выводом газодисперсного потока на фильтр. Угол раскрытия конуса 38° , наибольшее сечение 500×20 мм, входное сечение 50×20 мм. Экспериментальная установка оборудована измерительной системой, позволяющей производить видеосъемку структуры дисперсного потока и компьютерную запись цифровых массивов пульсаций давления для последующей статистической обработки в программе Matlab. Измерение пульсаций давления проводилось на высоте 30 мм и 200 мм над решеткой (входным сечением) датчиками Keller PD-33X с частотой опроса 32 Гц.

Опыты по исследованию пульсаций давления произведены для шести различных фракций опила (0,1...0,25 мм; 0,25...0,5 мм; 0,5...0,8 мм; 0,8...1,0 мм; 1,0...1,25 мм; 1,25...1,6 мм), а также для смеси фракций опила с массовым составом 0,1...0,25 мм – 9,82%; 0,25...0,5 мм – 37,63%; 0,5...0,8 мм – 28,60%; 0,8...1,0 мм – 15,94%; 1,0...1,25 мм – 4,74%; 1,25...1,6 мм – 3,27% при комнатной температуре воздуха. Начальная высота засыпки равнялась 50 мм. Скорость на входное сечение варьировалась в пределах от 0,4 до 5,4 м/с. Кажущаяся плотность частицы опила 520 кг/м^3 .

2. РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Изучались характеристики отдельных сигналов давления на различных высотах (среднеквадратическое отклонение, амплитудно-частотный спектр, вейвлет-разложение), а также анализировались совместные характеристики парных сигналов (сдвиг функции взаимной корреляции, квадрат когерентности сигналов на различных частотах).

Среднеквадратические отклонения двух сигналов показаны на рис. 2. Для точки на высоте 30 мм для промежуточных дисперсных фракций и смеси наблюдается рост среднеквадратического отклонения с ростом скорости на входе в первых трех стабильных режимах фонтанирования и падение среднеквадратического отклонения с дальнейшим ростом скорости в нестабильном и разреженном режимах. Для точки на высоте 200 мм для всех фракций наблюдается почти монотонный рост среднеквадратического отклонения с ростом скорости на входе.

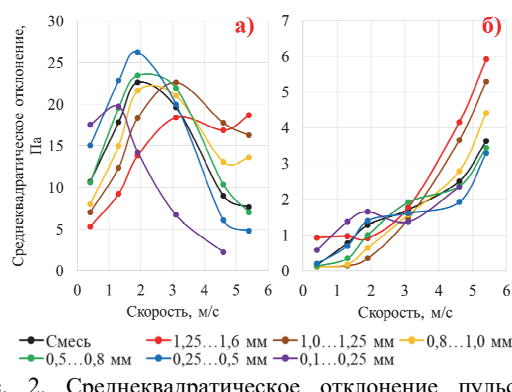


Рис. 2. Среднеквадратическое отклонение пульсаций давления при различных составах для точки замера на высоте над входным сечением: а) 30 мм; б) 200 мм.

Интересно отметить, что для нижней точки дисперсия смеси в большинстве случаев подобна дисперсии для фракции 0,5...0,8 мм, а для верхней точки – в диапазоне 0,4-3,1 м/с почти совпадает с фракцией 0,25...0,5 мм, а в диапазоне 4,6-5,4 м/с – с фракцией 0,5...0,8 мм.

Оконное преобразование Фурье для окна длительностью 8 секунд с нормализованной цветовой шкалой относительно максимальной амплитуды в рамках каждого окна для разверток пульсаций давления обоих сигналов показано на рис. 3. На уровне 4,46 Гц для нижней точки проведена штрихпунктирная линия, обозначающая доминантную частоту гравитационных колебаний пузырькового слоя высотой 50 мм согласно формуле [3]:

$$f = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{g}{h}}, \quad (1)$$

где f – частота колебаний, g – ускорение свободного падения, h – высота слоя.

Результаты спектрального анализа показали, что с уменьшением размера фракции частота колебаний внизу слоя при стабильном фонтанировании (1,3 м/с) возрастает от 4 до 5,5 Гц, а также провоцируется более быстрое наступление нестабильного (множество нестационарных доминантных частот) и разреженного режимов (частоты 0-2 Гц). Наиболее близки к формуле (1) фракции 0,8...1,6 мм. На высоте 200 мм наиболее часто доминантные частоты лежат в диапазоне 0-2 Гц, но для крупных фракций (0,8...1,6 мм) также отмечаются доминантные частоты в районе 3-7 Гц, когерентные тем, что имеют место внизу слоя в случае нестабильного фонтанирования, а для более мелких фракций характерно существование доминантных частот 12-16 Гц. Исследование взаимной корреляции между двумя точками показало, что в большинстве случаев сдвиг данной функции нестабилен во времени либо равен времени запаздывания между датчиками, а максимальная корреляция меньше 0,35 по модулю.

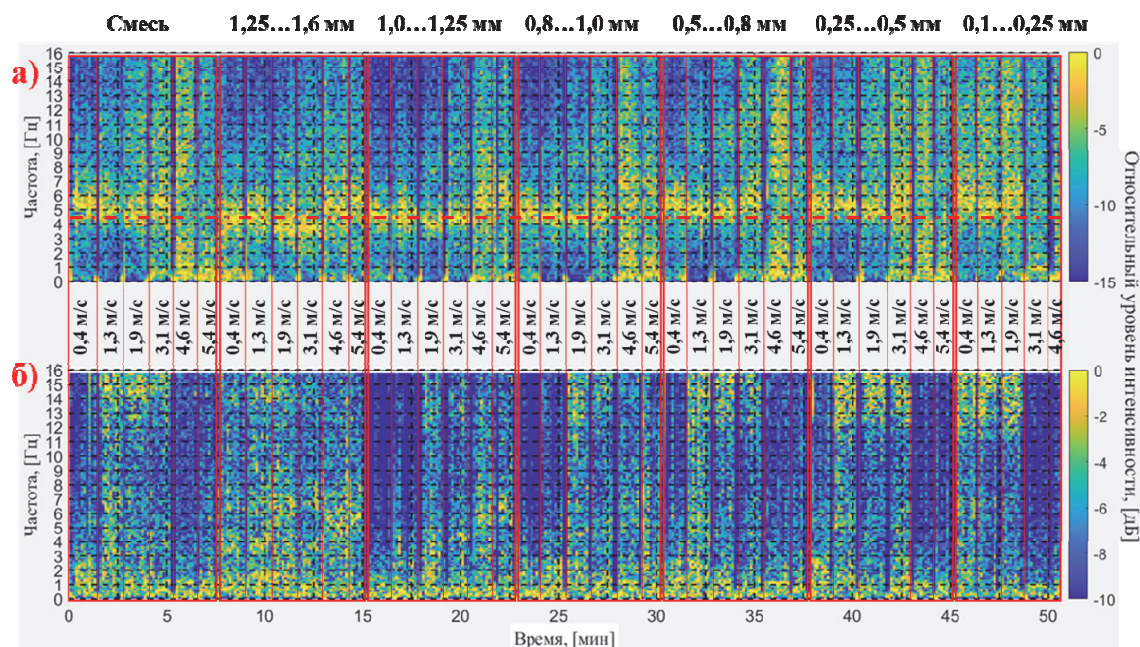


Рис. 3. Оконное преобразование Фурье для разверток пульсаций давления при различных дисперсных составах и скоростях на входе в установку для точки замера на высоте над входным сечением: а) 30 мм; б) 200 мм.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Для различных дисперсных составов опила в плоской модели газогенератора на воздухе комнатной температуры выделены скоростные диапазоны стабильного, нестабильного фонтанирования и выхода на разреженный режим, а также выявлены особенности стохастических характеристик пульсаций давления и соответствующие им структуры потока. Полученные экспериментальные данные являются отличным материалом для создания и валидации CFD-DEM моделей движения частиц биомассы неправильной формы.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках Программы развития Уральского федерального университета

имени первого Президента России Б.Н. Ельцина в соответствии с программой стратегического академического лидерства "Приоритет-2030".

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Mema I., Mahajan V.V., Fitzgerald B.W. and Padding J.T.** Effect of lift force and hydrodynamic torque on fluidisation of non-spherical particles // *Chemical Engineering Science*. 2019. V. 195. P. 642-656.
2. **Du W., Zhang L., Zhang B., Bao S., Xu J. and Wei W.** Pressure drop and pressure fluctuations in spouted beds with binary mixtures of particles // *Powder Technology*. 2015. V. 276. P. 134-143.
3. **Baskakov A.P., Tuponogov V.G. and Philippovsky N.F.** A study of pressure fluctuations in a bubbling fluidized bed // *Powder Technology*. 1986. V. 45. № 2. P. 113-117.

Ли Сунцин¹, В.И. Салохин², Д.В. Сиденков¹

¹Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14,

²ВИНИТИ РАН, 125190, Москва, Усиевича ул., 20

СРАВНЕНИЕ ГЛАДКОТРУБНОГО ПУЧКА С КРУГЛЫМИ И КАПЛЕВИДНЫМИ ТРУБАМИ

ВВЕДЕНИЕ

Теплообменники играют жизненно важную роль в энергетическом секторе и его приложениях. Основными функциями теплообменников являются: передача тепла, предварительный нагрев, нагревание, охлаждение, конденсация и испарение. Их обычное применение можно увидеть в экономайзерах, испарителях, конденсаторах, пароперегревателях и т.д. Недавние исследования направлены на повышение эффективности теплообменников за счет уменьшения веса и габаритов, уменьшения гидродинамических потерь теплоносителей [1].

Работа посвящена актуальной теме применения в утилизационных теплообменниках каплевидных труб. Проведено исследование теплообмена теплообменника, использующего теплоту отходящих дымовых газов. Параметры отходящих дымовых газов берутся из выхлопа газопоршневых двигателей (ГПШД).

1. ГЕОМЕТРИЯ ПОСТРОЕНИЯ

Исследование проводится путем создания каплевидных трубных пучков с использованием SolidWorks. Пучок состоит из 28 трубок расположенных в шахматном порядке. Они распределяются по 8 последовательным рядам. На рис.1 показана геометрия каплевидного пучка (а) и пучка с круглыми трубами (б). Каплевидная трубка имеет следующие размеры: больший диаметр $D = 77,34$ мм, меньший диаметр $d = 38,67$ мм и расстояние между центрами большего и меньшего диаметров $L = 143,33$ мм (рис.2). Для оценки коэффициента трения и теплопередачи от каплевидных трубок характерная длина $D_{eq} = P/\pi = 150$ мм была описана в виде эквивалентной круглой трубы, длина периметра которой равна длине каплевидной трубы, где $P = 471,24$ мм - периметр каплевидной трубы.

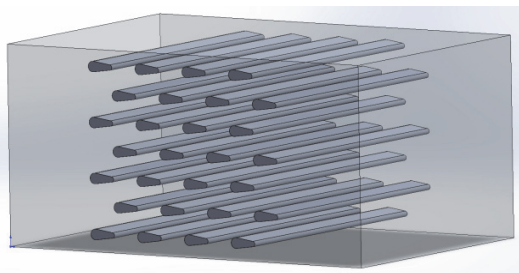


Рис.1 а) Геометрия каплевидного пучка

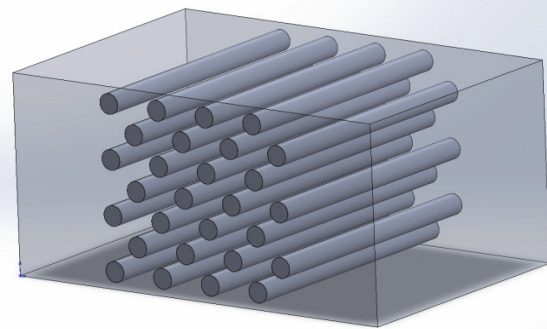


Рис.1 б) Геометрия круглого пучка

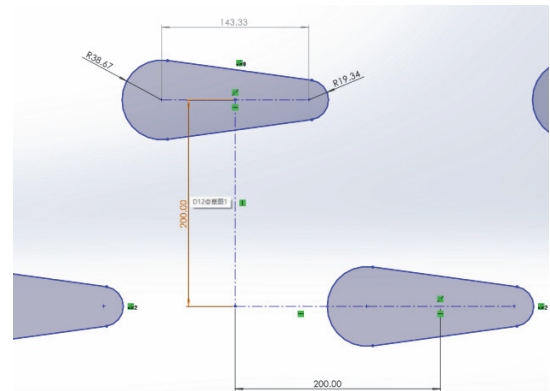


Рис.2 а) Структурная схема пучка каплевидных труб

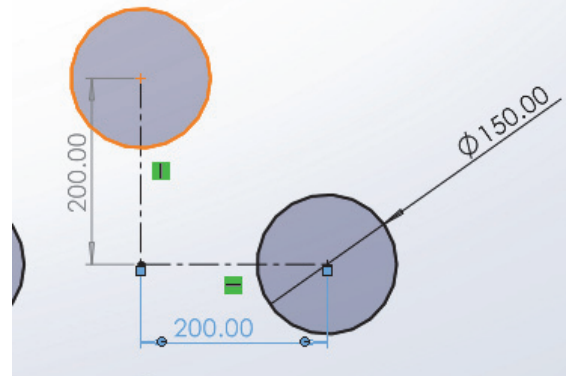


Рис.2 б) Структурная схема пучка круглых труб

2. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

Источником теплоты для УТЭК являются выхлопные газы от шести газопоршневых двигателей (ГПШД) TCG 2020 V20. Технические характеристики одного двигателя TCG 2020 V20 представлены в таблице 1. Принимаем:

$t_{inlet}=424^{\circ}\text{C}$; $t_{outlet}=150^{\circ}\text{C}$; $G_{gas}=10741$
 $\text{kg/h}=2,98361$ кг/с

Таблица 1 - Технические характеристики двигателя TCG 2020 V20

Наименование параметра	Размерность	Значение
Температура выхлопных газов	°С	424
Масса выхлопных газов во влажном состоянии	кг/ч	10741
Температура уходящих газов, не менее	°С	120

Термомасло «Софэксил-ТСЖВ» - это силиконовый теплоноситель, который может использоваться в широком диапазоне температур: от -60°С до +400°С в закрытом контуре. Наиболее часто такое требование к теплоносителю возникает при работе в установках утилизации тепла, образуемого при сжигании мусора, утилизации тепла выхлопа газовых турбин или систем преобразования солнечной энергии. Силиконовый теплоноситель особенно эффективен при использовании в первичном контуре отбора тепла двухконтурных высокотемпературных жидкофазных теплообменных систем утилизации тепла, которые находятся в условиях возможной заморозки и локального перегрева. Теплоноситель «Софэксил-ТСЖВ» - значительно менее горючая жидкость по сравнению с минеральными маслами и имеет более высокую температуру воспламенения. При нормальных условиях жидкость не горит. Принимаем: $t_{oil}=130^{\circ}\text{C}$; $G_{oil}=23,1 \text{ кг/с}$

Таблица 2 - Теплофизические свойства теплоносителя СОФЭКСИЛ-ТСЖВ

Температура (°C)	Плотность (kg/m³)	Вязкость (cSt)	Динамическая вязкость (Pa·s)	Теплопроводность (W/(m·K))	Теплоемкость (kJ/(kgK))	Давление паров (kPa)
120	936,4	13,63	0,012	0,121	1,868	0,00
130	933,8	12,42	0,011	0,120	1,887	0,01
140	931,2	11,38	0,010	0,119	1,906	0,01

3. СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ РАСЧЕТА КАПЛЕВИДНЫХ ТРУБ И КРУГЛЫХ ТРУБ

При тех же граничных условиях мы сравниваем разницу в температуре масла на выходе. Разница в температуре отражает эффект теплопередачи различных труб. На рис.4 показаны поля температуры масла на выходе из различных трубопроводов. В таблице 3 приведены конкретные температуры, $outlet_{ij}$, где i - столбец, j - ряд.

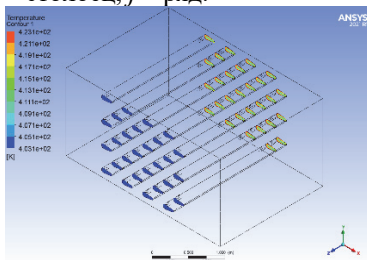


Рис.4 а) Поле температуры масла на выходе из каплевидной трубы

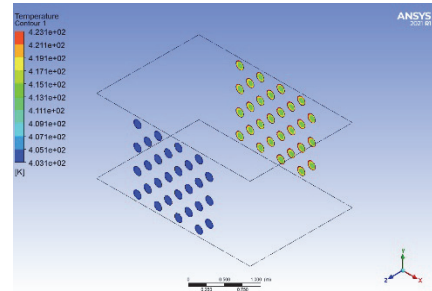


Рис.4 б) Поле температуры масла на выходе из круглой трубы

Таблица 3 - конкретные температуры масла на выходе

Название	Температуры, °C	
	Круглая труба	Каплевидная труба
outlet11	143.83321	141.45151
outlet12	143.79435	141.16516
outlet13	143.79022	141.16512
outlet14	143.84069	141.62315
outlet21	144.62256	141.98135
outlet22	144.59192	142.13681
...
outlet73	145.24451	143.51189
outlet74	144.61327	143.96389
outlet81	144.78336	141.19862
outlet82	144.80758	141.15982
outlet83	144.82478	141.56865
Area-Weighted Average	144.49435	142.37961

Из таблицы 3 видно, что средняя температура масла на выходе из теплообменника, использующего каплевидную трубу, немного ниже, чем в теплообменнике, использующем круглую трубу. С другой стороны, благодаря конструкции каплевидного пучка гидродинамическое сопротивление будет ниже, чем у пучка круглых труб, что эффективно.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты моделирования показывают, что эффективность теплопередачи каплевидной трубы несколько ниже, чем у круглой трубы. С другой стороны, обнаружено преимущество каплевидных труб в гидродинамическом сопротивлении, и они могут широко использоваться в теплообменниках.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Деев Равад, Колотвин А. В., Сиденков Д. В. Оценка моделей турбулентности для моделирования теплообмена и гидродинамики труб каплевидной формы // Вестник Международной академии холода. 2022. № 2. С. 61–69.

БЕСКОНТАКТНОЕ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОЕ ПЕРЕМЕШИВАНИЕ ЖИДКИХ СРЕД УПРАВЛЯЕМЫМ ВОЗДУШНЫМ ИЛИ ЖИДКИМ ВИХРЕМ

ВВЕДЕНИЕ

Исследование вихревых течений представляет большой интерес в научном плане, поскольку в них реализуются различные физические эффекты, в том числе нелинейность, сингулярность, неустойчивость, генерация организованных (когерентных) образований [1]. Можно отметить такие явления, как самоиндуцированное движение [2], волнообразование [3], образование циркуляционных ячеек и самоорганизующихся когерентных структур [4], а также распад вихря [5]. Также исследования вихревых течений и развитие вихревых технологий обусловлено тем, что во многих отраслях промышленности, таких как медицина, микробиологическая, фармацевтическая промышленность, нефтехимическая промышленность и т.д. требуется обеспечение мягкого и одновременно эффективного перемешивания жидкостей, в том числе с переменной вязкостью, без образования пены, гидроударов, кавитации, высоко турбулентных и застойных зон. Данная необходимость привела к созданию газовихревых биореакторов, обладающих рядом преимуществ перед традиционными видами реакторов [6].

Успешное применение газовихревых биореакторов для выращивания клеточных культур и тканей [7] привлекло внимание исследователей к динамике двухфазных течений, то есть к исследованию формирования вихревого движения при взаимодействии различных жидких и газообразных сред [8-10], отличающиеся как по плотности, так и по вязкости. В таких системах вихревое движение одной жидкости генерируется через промежуточную жидкую или газообразную среду вращением одного из торцевых дисков цилиндрического контейнера [5, 11].

В данной работе рассмотрены результаты обширного цикла исследований по изучению вращающейся системы двух несмешивающихся сред в ограниченных контейнерах. Цель работы экспериментальное исследование структуры течения и распределения скорости при организации вихревого движения в газовихревом биореакторе

1. МЕТОДЫ И УСТРОЙСТВА

Исследования проводились в универсальном стеклянном газовихревом биореакторе (диаметр 190мм, объем 8,5 литров), со стабилизирующей движение рабочей жидкости шайбой, свободно плавающей на поверхности рабочей жидкости.

Воздушный вихрь, генерируемый лопаточным колесом (активатором) над поверхностью жидкости, раскручивает рабочую жидкость со свободно плавающей шайбой. (рисунок 1). Так же проведено сравнение и сопоставление полученных результатов с топологией и развитием вихревого движения в ограниченных цилиндрических вихревых реакторах (диаметр 100, 150 и 200 мм), где вихревое движение в рабочем объеме формировалось в конфигурации двух несмешивающихся жидкостей различной плотности.

В качестве рабочих жидкостей, перекрывающих основные классы культур клеток, тканей и микроорганизмов по параметрам плотности и вязкости, использовались дистиллированная вода и 65% водно-глицериновый раствор. Для наблюдения картины вихревого движения применялся метод цифровой трассерной визуализации (PIV). Исследования проводились в вертикальном сечении, проходящем через ось реактора, и в горизонтальных сечениях вблизи границы раздела сред на расстоянии 1-2 мм, а также под свободно плавающей шайбой и вблизи дна вихревого реактора.



Рис. 1. Пример структуры вихревого течения культуральной среды в газовихревом биореакторе.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

В ходе работ были определены закономерности вихревого движения культуральной среды в зависимости от ее объема и интенсивности вращения активатора, генерирующего вихревое движение в воздухе. Экспериментально показано, что при вращении активатора под шайбой, стабилизирующей границу раздела, а также в случае ее отсутствия – на границе раздела двух сред, возникает центробежная меридиональная циркуляция во всем объеме реактора: вблизи оси биореактора формируется восходящая закрученная струя, а при увеличении угловой скорости вращения активатора формируется пузырьвидный распад вихря в приосевой области биореактора.

Выявлены закономерности формирования циркуляционных вихревых ячеек в жидкости. Показано, что при вращении активатора в жидкости возникает меридиональное и циркуляционное течение. Под границей раздела сред формируются ячейки центробежной циркуляции, которые при увеличении частоты вращения активатора увеличиваются в глубь реактора.

Установлены взаимосвязи и подобие структур течения в культивируемой среде биореактора, независимо от способа создания закрутки.

Показано, что скорость потока культуральной среды целиком зависит от скорости вращения активатора. Таким образом, определяется не только оптимальная структура течения, но и оптимальная скорость вращения, обеспечивающая мягкое и тщательное перемешивание ингредиентов без их прямого контакта с закручивающим устройством.

Показано, что в качестве индикатора циркуляционного вихревого движения предлагается использовать свободно плавающую стабилизирующую поверхность раздела шайбу, частота вращения которой и вязкость культуральной среды полностью определяют режим течения. Так при росте биокультуры в процессе культивирования скорость свободно вращающейся шайбы также будет изменяться, что позволит сделать вывод об изменении вязкости и внести соответствующую корректировку на скорость вращения для поддержания необходимой гидродинамики и требуемого режима культивирования биокультуры, при этом топология течения весьма близка к широко исследованной топологии течения в цилиндрическом контейнере.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Одним из основных результатов стало выявленное подобие структуры течения в пассивной жидкости – культивируемой среде биореактора, независимо от способа создания закрутки (твердый диск, жидкий промежуточный слой, воздушный вихрь). Экспериментально показано, что технология перемешивания воздушным вихрем, сформированным центробежным активатором, обеспечивается за счет перепада давлений и трения воздушно-го потока, что обеспечивает деликатное, но эффек-

тивное перемешивание без пенообразования, кавитации, высокотурбулентных, застойных зон и зон локального перегрева с высокими показателями массообменных процессов.

Можно заключить, что несмотря на то, что сделан значительный прорыв с точки зрения понимания физики вращающихся одно и двухкомпонентных жидкостей, ряд важных вопросов все еще остается нерешенным, особенно связанный с взаимодействием на границе соприкосновения двух вращающихся сред, например, одна из которых жидкость, а другая газ.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект № 24-19-00233).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Shtern V.N.** Cellular Flows. New York: Cambridge University Press, 2018. 573 p.
2. **Окулов В.Л., Фукумото Я.** Аналитическое решение для самоиндуцированного движения винтового вихря с гауссовым ядром // Теплофизика и аэромеханика. 2020. Том 27(4). С. 507.
3. **Fujimoto S., Murai Y., Tasaka Y., Takeda Y.** Visualization of transient interfacial waves induced by spin-up of two immiscible fluid layers // Journal of visualization. 2010. Vol. 13. P. 17-23.
4. **Naumov I.V., Herrada M.A., Sharifullin B.R., Shtern V.N.** Slip at the interface of a two-fluid swirling flow // Physics of Fluids. 2018. V. 30. 074101
5. **Naumov I.V., Sharifullin B.R., Tsoy M.A., Shtern V.N.** Dual vortex breakdown in a two-fluid confined flow // Physics of Fluids. 2020. V. 32(6). 061706.
6. **Газовихревые биореакторы "Биок":** Использование в современной биотехнологии / Мертвцов Н., Рамазанов Ю., Репков А. и др.; Новосибирск: Наука, 2002. 118 с.
7. **Savelyeva A.V. et al.** Analysis of the efficiency of recombinant Escherichia coli strain cultivation in a gas-vortex bioreactor // Biotechnology and Applied Biochemistry. 2017. V. 64(5). P. 712-718.
8. **Наумов И.В., Геворгиз Р.Г., Скрипкин С.Г., Шарифуллин Б.П.** Экспериментальное исследование формирования вихревой структуры в газовихревом биореакторе // Теплофизика и аэромеханика/ 2022. Том 29(5). P.719-724.
9. **Sharifullin B.R., Skripkin S.G., Naumov I.V. et al.** Intense Vortex Motion in a Two-Phase Bioreactor // Water. 2022. 15(1), 94.
10. **Naumov I.V., Gevorgiz R.G., Skripkin S.G. et al.** Experimental study of the topological flow transformations in an aerial vortex bioreactor with a floating washer // Biotechnology Journal. 2023. V. 18(8). 2200644.
11. **Naumov I.V., Skripkin S.G., Kvon, A.Z., Shtern V.N.** Changing interface conditions in a two-fluid rotating flow // Physics of Fluids. 2023. V.35(3). 031705.

К ОЦЕНКЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТРУБ С ПОПЕРЕЧНЫМИ КОЛЬЦЕВЫМИ ГОФРАМИ РАЗЛИЧНОЙ КОНФИГУРАЦИИ

ВВЕДЕНИЕ

Вопрос энергоресурсосбережения является одним из ключевых факторов при планировании работы промышленных предприятий, проектировании новых и модернизации существующих технологических линий и оборудования. Повышение эффективности работы теплообменного оборудования различного предметного назначения за счет интенсификации теплообмена позволяет существенно изменить использование энергетических затрат в лучшую сторону [1-4].

Одним из методов достижения этого является применение механических турбулизационных вставок или кольцевых гофр, которые воздействуют на пограничный слой. Такой метод считается наиболее простым и эффективным, поскольку не влияет на герметичность и надежность работы теплотехнического оборудования.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

В настоящей работе рассмотрен способ интенсификации теплообмена посредством применения поперечных кольцевых гофр различной конфигурации при вынужденном однофазном течении теплоносителя в алюминиевых трубах круглого сечения с наружным диаметром $D_n = 20$ мм с толщиной стенки 2,8 мм, длиной 400 мм (рис. 1). Изменяемыми параметрами являлись: высота выступов гофры h и шаг их расположения t . Изменение данных параметров приводило к соответствующему изменению внутреннего диаметра канала $d_{вн.г}$ и наружного диаметра канала $d_{н.г}$ (рис. 1). Массовый расход теплоносителя (воды) составлял $G = 0,007$ кг/с с начальной температурой $t_1 = 20$ °С, подводимая тепловая мощность к поверхности канала составляла 1500 Вт.

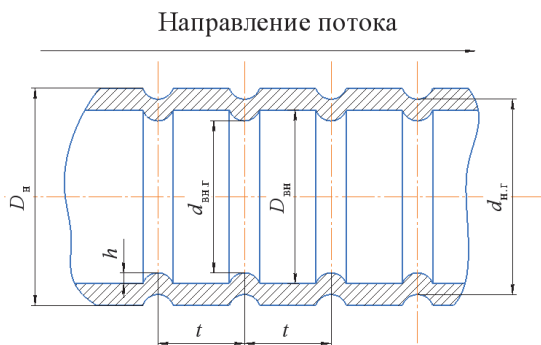


Рис. 1. Геометрия расчётной области

2. РЕШЕНИЕ

С целью оценки влияния различных вариантов параметров кольцевых гофр исследованы следующие диапазоны и различные их сочетания: для h от 0,3888 мм до 0,216 мм с шагом 0,0432 мм; для t от 7,2 мм до 21,6 мм (7,2 мм, 21,6 мм, 86,4 мм, 108 мм, 144 мм). Предварительно выполнена оценка критерия Рейнольдса, который составил более 2300, а, следовательно, и режима течения, который оказался турбулентным. Это позволило использовать k - ϵ модель турбулентности в программном пакете инженерного анализа.

Для оценки эффективности использования интенсификации теплоотдачи в теплообменном аппарате использовалась известная расчетная зависимость [1]:

$$\eta = \left(\frac{Nu}{Nu_{гп}} \right) / \left(\frac{\xi}{\xi_{гп}} \right),$$

где $Nu_{гп}$ и Nu – значения критериев Нуссельта для гладкой трубы и для трубы с интенсификатором соответственно; $\xi_{гп}$ и ξ – коэффициент гидравлического сопротивления для гладкой трубы и для трубы с интенсификатором.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

Графики зависимостей различных критериев, их соотношений, а также эффективности в зависимости от варьируемых параметров гофрированной трубы представлены на рис. 2-6. Все графики представлены ломаными линиями в связи с ограниченным количеством расчетных точек. Для более точного построения и получения графиков функций требуется уменьшать шаг по всем варьируемым параметрам.

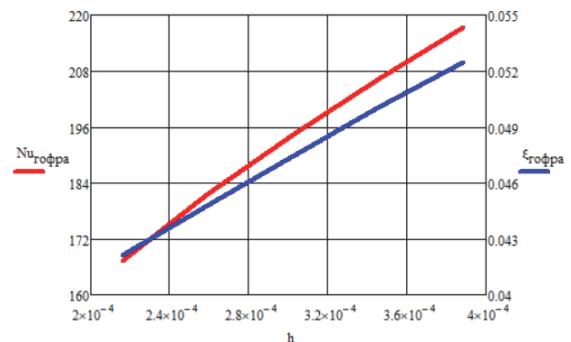


Рис. 2. Зависимость критерия Nu и коэффициента гидравлического сопротивления от высоты выступа гофры.

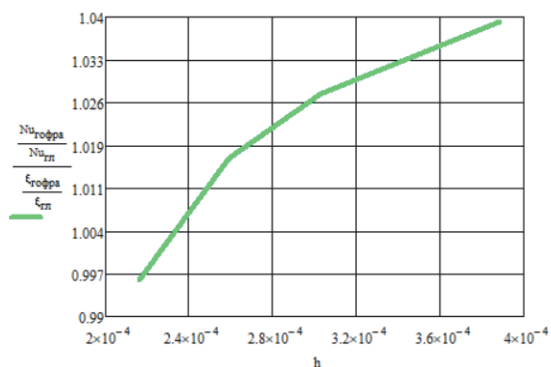


Рис. 3. График эффективности применения интенсификатора в зависимости от высоты гофра.

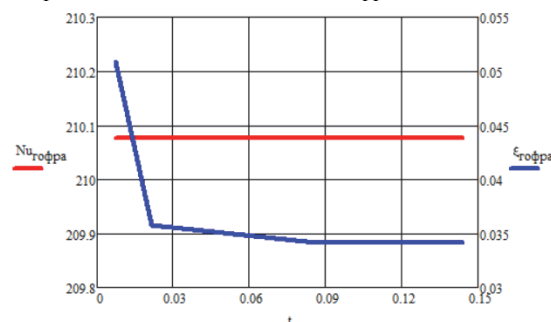


Рис. 4. Зависимость критерия Nu и коэффициента гидравлического сопротивления от шага расположения гофра.

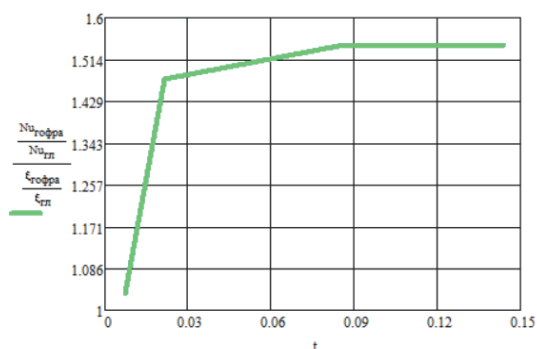


Рис. 5. График эффективности применения интенсификатора в зависимости от шага расположения гофра.

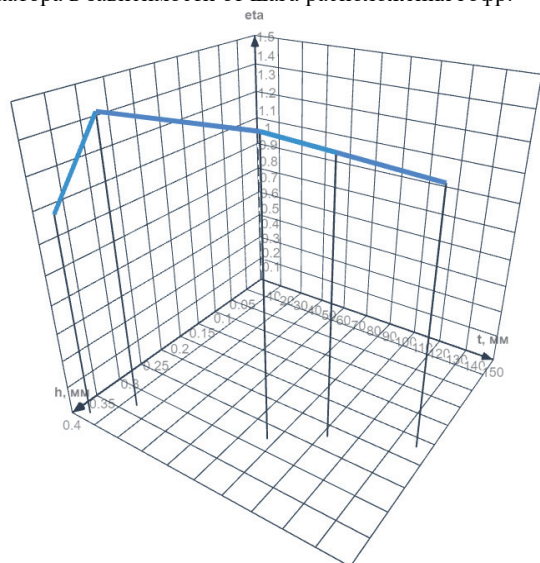


Рис. 6. График зависимости эффективности $\eta(h, t)$.

4. АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ

Из графиков видно, что изменение высоты гофры практически не влияет на теплообмен и гидродинамику исследуемого объекта, а эффективность для различных вариантов t и h сопоставима с эффективностью работы аналогичной гладкой трубы.

Изменение же величины шага расположения гофр, благоприятно влияет на систему в целом. При $t = 86,4$ мм и $h = 0,36$ мм наблюдается максимальная эффективность, которая равна 1,5434. К тому же, исходя из результатов расчётных зависимостей, не наблюдается корреляции между t и Nu.

Стоит отметить, что при изменении t и h существует комбинации геометрических параметров, приводящие к существенному увеличению эффективности, например, при $t = 21,6$ мм и $h = 0,3456$ мм. Предположительно, при одновременном изменении t и h имеется такое сочетание параметров, при котором эффективность оказывается максимальной.

Анализ эффективности показывает, что в большинстве случаев из рассмотренных вариантов геометрии наблюдается увеличение эффективности по сравнению с гладкой трубой.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате проведенного исследования установлено, что при определенных геометрических параметрах гофрированной трубы в условиях вынужденного однофазного течения теплоносителя эффективность теплообмена возрастает в 1,45 раза по сравнению с гладкой трубой.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дзюбенко Б.В., Кузма-Кичта Ю.А., Леонтьев А.И., Федик И.И., Холпанов Л.П. Интенсификация тепло- и массообмена на макро-, микро- и наномасштабах / Б.В. Дзюбенко, - Монография. - М.: ФГУП «ЦНИИАТОМИНФОРМ». 2008. - 532 с.
2. Рязских В.И., Хвостов А.А., Коновалов Д.А., Сумин В.А., Рязских А.В. Снижение интенсивности тепломассопереноса в криогенной жидкости в горизонтальном резервуаре // Инженерно-физический журнал. 2023. Т.96, №3. С. 788 – 795.
3. Орехова М.Т., Коновалов Д.А. К оценке режимов работы охлаждающих контуров энергетических установок // РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ЭЛЕКТРОТЕХНИКА И ЭНЕРГЕТИКА: Тридцатая междунар. науч.-техн. конф. студентов и аспирантов (29 февраля – 2 марта 2024 г., Москва): Тез. докл. — М.: ООО «Центр полиграфических услуг „Радуга“», 2024. С. 1066.
4. Завгородний А.А., Коновалов Д.А. К оценке эффективности способов интенсификации теплообмена в каналах энергетических установок // РАДИОЭЛЕКТРОНИКА, ЭЛЕКТРОТЕХНИКА И ЭНЕРГЕТИКА: Двадцать девятая Междунар. науч.-техн. конф. студентов и аспирантов (16–18 марта 2023 г., Москва): Тез. докл. — М.: ООО «Центр полиграфических услуг "Радуга"», 2023. С. 627.

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕПЛООБМЕНА В МИШЕНИ ИЗ ДИОКСИДА ТЕЛЛУРА ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ РАДИОНУКЛИДОВ ЙОДА НА ЦИКЛОТРОНЕ

ВВЕДЕНИЕ

Для производства радиофармпрепаратов (РФП) на основе радионуклидов (РН) йода применяют облучение мишени из TeO_2 пучком протонов или дейтронов циклотрона. Ввиду низкой теплопроводности, мишень из TeO_2 при недостаточном охлаждении может быть разрушена за счет разогрева пучком циклотрона. Существующие методы переднего и заднего охлаждения мишени способны лишь частично решить проблему, отводя около 500 Вт тепловой нагрузки [1], при возможностях современных циклотронов генерировать пучок с мощностью в несколько киловатт. Для улучшения теплоотвода было разработано устройство переднего (по отношению к пучку) охлаждения мишени с использованием мелкодисперсного распыления жидкости.

1. МИШЕНИ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА РФП

1.1. Требования к мишеням

При производстве радионуклидов на циклотроне пучок заряженных частиц (протонов, дейтронов, α -частиц) бомбардирует мишень, где в результате ядерных реакций образуются целевые нуклиды. При производственной наработке радионуклидов к мишени предъявляются определённые требования, а именно подходящие физико-химические свойства материалов мишени и подложки, химический состав, агрегатное состояние и процент обогащения. Совокупность необходимых требований позволяет получить максимальный выход целевого нуклида с наименьшим содержанием РН примесей. Кроме того, выбор вещества мишени будет зависеть не только от его прочности и химической стабильности, но и от его теплофизических параметров.

Одним из основных параметров материала мишени является её толщина. От толщины и равномерности нанесения мишенного слоя зависит как выход целевого нуклида, так и тепловая мощность, переданная пучком мишени.

1.2. Способы изготовления мишени

В целом методы, применяемые для изготовления мишеней, можно условно разделить на механические, физические и химические [2]:

- механические: изменение формы и обработка мишенного материала в виде порошка: холодная прокатка, прессование (включая осаждение и спекание), HVIPP (High energy Vibrational Powder Plating).

- физические: конденсация паров, при которой осажденный материал может быть нагрет с помощью резистивного нагрева, электронной бомбардировки, напыления ионным пучком, а также наплавлением с последующей кристаллизацией.

- химические: электроосаждение, полимеризация.

Мишень для наработки радиоiodа на циклотроне изготавливается с использованием порошка TeO_2 , наплавленного на подложку из тугоплавкого материала (Ta, Pt). Такая мишень позволяет извлекать любой радионуклид йода без её повреждения методом термодиффузии в диапазоне температур, соответствующих точке плавления TeO_2 . Этот метод обеспечивает высокий выход продукта, а также высокую чистоту радионуклида и радиохимическую чистоту. Кроме того, присутствие кислорода в составе мишени способствует полному испарению йода при его термическом выделении из мишени, что помогает разрушить теллур-йодные связи.

Композиционно диоксид теллура является керамикой с плохой теплопроводностью ($3 \text{ Вт}\cdot\text{м}^{-1}\cdot\text{К}^{-1}$ [1]), устойчивой к достаточно высоким равномерным тепловым нагрузкам без повреждения. Однако тепловое воздействие пучка заряженных частиц при облучении в циклотроне имеет такие особенности как гауссовское распределение плотности и неравномерность удельных потерь энергии при прохождении через вещество, что при плохой теплопроводности TeO_2 , и различиях в коэффициентах теплового расширения материала мишени и подложки, приводит к образованию «горячих точек» – мест локального перегрева вещества мишени, приводящих к её разрушению.

2. ПЕРЕДНЕЕ ОХЛАЖДЕНИЕ МИШЕНИ

2.1. Устройство охлаждения мишени

Стандартное устройство охлаждения мишени включает переднее (слой TeO_2) газовое и заднее (металлическая подложка) водяное охлаждение [1, 3]. При этом вклад переднего охлаждения в общий теплоотвод невелик даже при использовании усиленной турбулизации и перемешивания газовой среды, так как коэффициент теплоотдачи к газам, ввиду их малой теплопроводности, будет ниже, чем к жидкостям [4].

В лаборатории радиоактивных веществ и технологий Томского политехнического университета разработан способ охлаждения передней стороны мишени, заключающийся в замене газового теплоносителя на мелкодисперсно распыленную воду. Разработанное устройство охлаждения состоит из ультразвуковой колебательной системы (УЗКС), перистальтического насоса и резервуара с дистиллированной водой (рис. 1). Факел распыления, состоящий из водяных капель диаметром 80-100 мкм, направляется на переднюю (по отношению к пучку) поверхность облучаемой мишени в виде слоя TeO_2 , наплавленного на Pt подложку.

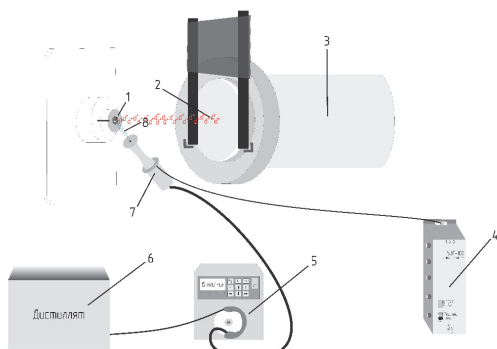


Рис. 1. Схема охлаждения мишени. 1 – охлаждаемая мишень, 2 – пучок заряженных частиц, 3 – канал циклотрона, 4 – ультразвуковой генератор, 5 – перистальтический насос, 6 – бак с дистиллированной водой, 7 – устройство распыления на основе УЗКС, 8 – факел распыления.

2.2. Эксперименты на пучке циклотрона Р7М

Для апробации разработанного способа были проведены эксперименты [5] по облучению мишени из природного TeO_2 пучком дейтронов с энергией 13,6 МэВ на циклотроне Р7М ТПУ с использованием только переднего охлаждения. По итогам серии экспериментов при расходе охлаждающей жидкости 15 мл/мин и тепловой мощности пучка 116,9 Вт, температура мишени была в районе 120–130 °С, что подтверждает работоспособность разработанного способа.

3. ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕПЛООБМЕНА

Для оценки эффективности охлаждения в процессе производственной наработки радиойода была разработана математическая модель на основе среды моделирования COMSOL Multiphysics. Моделировалось облучение мишени из TeO_2 пучком дейтронов с энергией 13,6 МэВ, током пучка 40 мкА и общей тепловой мощностью 544 Вт. С помощью программы SRIM были рассчитаны потери энергии дейтронов и мощность тепловыделения.

В среде COMSOL была смоделирована упрощенная геометрия узла мишени (рис. 2) и заданы граничные условия.

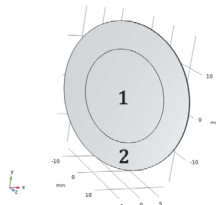


Рис. 2. Геометрия мишени. 1 – TeO_2 , 2 – Pt. Облучаемое вещество мишени (TeO_2) расположено в углублении 0,145 мм платинового тигля.

Граничные условия:

- тепловыделение в слое TeO_2 : 177 Вт;
- тепловыделение в Pt подложке: 281 Вт;
- коэффициент теплоотдачи при охлаждении передней поверхности мишени (слой TeO_2): $9\,500 \text{ Вт}\cdot\text{м}^{-1}\cdot\text{К}^{-1}$;
- скорость водяной струи, охлаждающей заднюю поверхность мишени (Pt подложка): 10 м/с.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты моделирования процессов облучения и охлаждения мишени приведены в таблице 1.

Таблица 7. Результаты моделирования для переднего и заднего водяного охлаждения

Мак температура мишени, °С	Средний коэффициент теплоотдачи на передней поверхности мишени, $\text{Вт}\cdot\text{м}^{-1}\cdot\text{К}^{-1}$	Средний коэффициент теплоотдачи на задней поверхности мишени, $\text{Вт}\cdot\text{м}^{-1}\cdot\text{К}^{-1}$
92,7	9 500	22 263

Максимальная температура мишени в случае двойного водяного охлаждения составляет 92,7 °С и находится в «безопасном» промежутке, экспериментально определенном в [5]. Коэффициент теплоотдачи на передней поверхности мишени при охлаждении водой был определен в работе [6]. С использованием разработанной системы охлаждения оксидная мишень сохраняет работоспособность при тепловой мощности пучка свыше 500 Вт. Это позволяет увеличить рабочий ток пучка циклотрона и нарабатываемую активность изотопа в единицу времени.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Čomor J., Stevanovic Z., Rajčević M., Košutić D. Modeling of thermal properties of a TeO_2 target for radioiodine production // Nuclear Instruments and Methods in Physics Research. 2004. Vol. 521. No. 1. P. 161–170.
2. Stolarz A. Target preparation for research with charged projectiles // Radioanal Nucl Chem. 2014. No 299. P. 913–931
3. Комов А.И. Устройство облучения мишени // НИИ ЯФ при ТПУ. Томск, 2007. Эксплуатационная документация лаборатории получения радиоактивных веществ.
4. Баскаков А. П., Берг Б. В., Витт О. К. Теплотехника: учеб. для вузов / под ред. А. П. Баскакова. — М. : Энергоатомиздат, 1991. — 224 с.
5. Салодкин С.С., Сохорева В.В. Новый способ охлаждения твердотельной мишени при производстве радионуклидов йод-123/124 на циклотроне // Приборы и методы экспериментальной физики. 2024. № 2.
6. Салодкин С.С., Тюрин Ю.И., Сохорева В.В. Количественная оценка теплоотода переднего охлаждения мишени из диоксида теллура при облучении ускоренными дейтронами // Журнал технической физики. 2024. Т. 94. № 2.

ТЕПЛОВОЙ РЕЖИМ БАЗОВОЙ ЯЧЕЙКИ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ХРАНЕНИЯ ЭНЕРГИИ В УСЛОВИЯХ ИНТЕНСИВНОГО ТЕПЛООБМЕНА

ВВЕДЕНИЕ

Относительно высокая пожарная опасность аккумуляторных СХЭ иллюстрируется не только пожарами на большинстве крупных хранилищ электрической энергии. Возгорания происходили и происходят при работе аккумуляторных батарей средних и малых размеров [1]. Причиной возгорания электрохимических СХЭ как больших, так и малых размеров специалисты считают [2] “тепловой разгон”, механизм реализации которого достаточно хорошо известен и описан [3]. Эффект “теплого разгона” реализуется, как правило, если температура основных конструктивных элементов аккумуляторной батареи (анода, катода, электролита) достигают высоких значений (40-50) °С.

Проблема “теплого разгона” пока не решена по ряду причин. Основными являются следующие. Во-первых, практически невозможно измерить температуры анода, катода и электролита вследствие химической агрессивности электролитов. Термопары, которые можно ввести в электролит, будут с большой скоростью окисляться. Время образования плёнки оксидов на поверхности термопарных спаев много меньше характерных времён работы большинства типов батарей до достижения условий “теплого разгона”. Поэтому экспериментальное определение температуры в кислотной среде весьма проблематично.

Во-вторых, до последнего времени предполагалось, что температуры системы «анод-электролит-катод» незначительно отличаются от температуры корпуса одиночной аккумуляторной батареи (базовой ячейки большой СХЭ). Только в последнее время было установлено [1], что перепады температур по любому координатному направлению в аккумуляторной батарее могут достигать от 4 до 10° С в зависимости от условий работы.

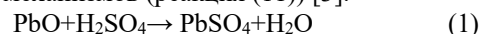
В-третьих, результаты [1,2] были получены с использованием математических моделей в которых учитывалось только “джоулева” теплота, выделяющаяся в проводниках. “Тепловой” же “разгон”, как показано в [3] является следствием выделения теплоты экзотермических электрохимических и химических реакций между элементами внутренней структуры аккумуляторной батареи.

Результатов анализа тепловых режимов последних с учётом электрохимических и химических процессов, джоулева тепловыделения и теплопереноса в системе «анод-электролит-катод-корпус батареи» пока не опубликовано. Поэтому цель работы – математическое моделирование нестационарных распределений температур в системе «анод-электролит-катод-корпус батареи» с учётом “джоулева” тепловыделения, теплопереноса в анализируемой системе и выделения теплоты в результате электрохимических и химических реакций.

1. ТЕРМОДИНАМИКА ХИМИЧЕСКИХ ИСТОЧНИКОВ ТОКА

В процессе окислительно-восстановительных реакций достаточно типичной и относительно простой свинцово-кислотной гальванической ячейки происходят до 60 различных химических и электрохимических реакций (скорости которых, в большинстве своём, сильно зависят от температуры реагирующих веществ) [3]. Состояние термодинамического равновесия таких систем – химических источников тока (ХИТ), является функцией значительного числа факторов, например, концентраций компонентов в определенных моменты времени при соответствующих значениях давления и температуры [3], чаще всего в ограниченном объеме.

Восстановление кислорода может осуществляться за счет электрохимического (реакция (10)) и химического механизмов (реакция (11)) [3].



Два феноменологических способа описания термодинамических свойств таких систем в результате электрохимических и химических реакций, происходящих в ХИТ, применяются в наши дни [3]. К первому способу можно отнести выявленную связь между стандартным потенциалом ячейки и его изменением в процессе работы гальванической ячейки (формула Нернста).

Таблица 1. Результаты расчета характеристик реакций при разряде свинцово-кислотных батарей

Реакции	$\Delta H_{T_1}, \frac{\text{кДж}}{\text{моль}}$	k_{P_1}	$\Delta H_{T_2}, \frac{\text{кДж}}{\text{моль}}$	k_{P_2}	$E_a, \frac{\text{кДж}}{\text{моль}}$
(1)	-173.04	$1.82 \cdot 10^{-30}$	-173.24	$1.6 \cdot 10^{-28}$	170.3
(2)	-219.28	$4.58 \cdot 10^{-39}$	-219.51	$1.82 \cdot 10^{-36}$	216.2

В основу второго способа положены математические модели фундаментальных теплофизических свойств простых веществ (оксидов, кислот, карбидов, газов и жидкостей) [3] а именно, функция изменения, например, теплоёмкости вещества от температуры (при $p = \text{const}$)

2. ТЕПЛОЫДЕЛЕНИЕ ХИМИЧЕСКИХ ИСТОЧНИКОВ ТОКА

Многие специалисты в области анализа тепловых режимов аккумуляторных батарей (например [2]) считают, что значительная доля выделяемой в батарее тепловой энергии (Q_{redox}) возникает при восстановлении кислорода на отрицательном электроде. В общем виде суммарное тепловыделение электрохимических источников тока (Q_{battery}) можно определить, используя выражение [2,3]:

$$Q_{\text{battery}} = Q_{\text{Joule}} + Q_{\text{redox}} \quad (3)$$

3. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Для анализа теплового режима работы аккумуляторной СХЭ –определения характерных температур основных элементов базового элемента батареи принята математическая модель теплопереноса, представляющая собой систему дифференциальных уравнений теплопроводности в одномерной постановке с учетом Джоулева тепловыделения (Q_{Joule}) и тепловыделения в результате химических и электрохимических реакций (Q_{redox}). При задании начальных условий считалось, что температура в начальный момент времени одинаковы во всех точках области решения (аккумуляторной сборки). Решение системы дифференциальных уравнений осуществлялось методом конечных разностей аналогично [2, 3].

4. РЕЗУЛЬТАТЫ ЧИСЛЕННОГО АНАЛИЗА И ОБСУЖДЕНИЕ

Численный анализ проведён в типичном диапазоне изменения значений влияющих на теплоотвод факторов $T_{\text{surround}} = 25 \text{ } ^\circ\text{C}$ и $\alpha = (5-10) \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Такие значения параметров теплообмена характерны для режима эксплуатации в условиях воздушного охлаждения в режиме свободной конвекции электрохимических систем хранения электрической энергии.

Численный анализ распределения температуры по аккумуляторной ячейке позволяет выявить области в системе “анод-электролит-катод” существенной неоднородности распределения температуры по оси ОХ (рис.1) и расположении локальных максимумов температур. Очевидно, что такое понимание должно приблизить исследователей к решению задачи управления “внутренним” фактором «теплого разгона» батарей.

На рис.1 представлены результаты численного анализа температуры внутренних структур батареи. Хорошо видно, что до характерной температуры $T_{\text{anode}} = 55 \text{ } ^\circ\text{C}$ ($t = 3 \text{ ч.}$) температурные зависимости 3 и 4 имеют одинаковый наклон (совпадают).

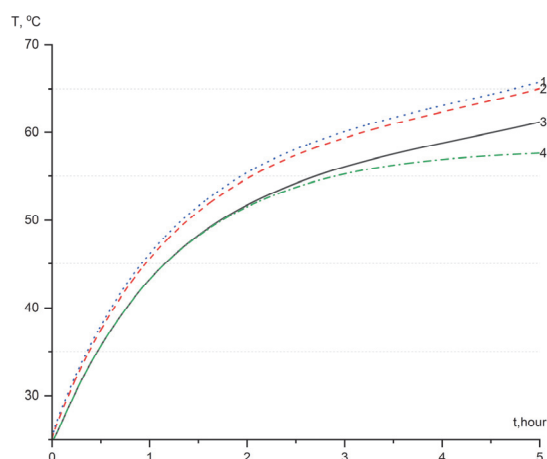


Рис. 1. Зависимости характерных температур аккумуляторной ячейки системы хранения электроэнергии от времени при её работе в режиме разряда при $T_{\text{surround}} = 25 \text{ } ^\circ\text{C}$ и $\alpha = 5 \text{ Вт} \cdot \text{м}^{-2} \cdot \text{К}^{-1}$ (кривая 1 – катода (T_{cathode}); кривая 2 – анода (T_{anode}); кривая 3 – внешней поверхности корпуса (T_{case}) с учётом тепловыделения экзотермических электродных реакций и “Джоулева” нагрева; (кривая 4 – внешней поверхности корпуса (T_{case}) с учётом тепловыделения в результате только “Джоулева” нагрева.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

С ростом времени работы ($t > 3 \text{ ч.}$) при определенных значениях, влияющих на теплоотвод от поверхности батареи факторов, интенсивность теплоотвода становится недостаточной, появляется разница в значениях (характерных температур). Очевидно, что с увеличением значений интенсивности тепловыделения экзотермических реакций (Q_{redox}) будет происходить соответствующий рост характерных температур внутренних структур “анод-электролит-катод” химических источников тока. Эти результаты иллюстрируют необходимость учета тепловыделения экзотермических электродных реакций, происходящих в аккумуляторных батареях (химических источниках тока) при прогнозировании условий их безопасной и надёжной эксплуатации даже в умеренных диапазонах изменения влияющих факторов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. G.V. Kuznetsov, E.V. Kravchenko. Evaluation of the limiting conditions for operation of a large electrochemical energy storage system // Journal of Energy Storage, Volume 65, 2023, 107384, ISSN 2352-152X,
2. G.V. Kuznetsov, E.V. Kravchenko Estimation of the representative temperatures of a typical electrochemical battery cell when cooling under natural convection conditions // Journal of Energy Storage, Volume 73, Part C, 2023, 109168,
3. G.V. Kuznetsov, E.V. Kravchenko Influence of the air gap between two cells of the storage battery on the thermal conditions of its operation: Numerical analysis and reliability assessment // Journal of Electroanalytical Chemistry. 2023

ИДЕНТИФИКАЦИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ НА ВЫХОДЕ ИЗ ПОРИСТОГО 2-D СЛОЯ С ОБЪЁМНО-ЛОКАЛЬНЫМ ВНУТРЕННИМ ИСТОЧНИКОМ ТЕПЛОТЫ

ВВЕДЕНИЕ

Теплоперенос при вынужденной конвекции в пористых средах используется в различных предметно-ориентированных областях: химическая и пищевая промышленность; промышленная теплотехника и атомная энергетика и т.д. [1]. Экспериментальные исследования и численные модели на основе цифровых двойников свидетельствуют о существенном повышении теплопередачи за счет увеличения удельной поверхности теплообмена [2], что важно при решении задачи охлаждения в энергонасыщенных системах, например, при обеспечении безопасности ядерных реакторов [3, 4]. Критически важным является исследование предельных режимов работы таких установок. Целью настоящей работы является выявление закономерностей с применением инструментария математического моделирования вынужденной конвекции течения теплоносителя в плотной упаковке сфер при наличии внутренних источников тепловыделения, а также верификация и валидация разработанной модели.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

В связи с этим рассмотрим канал с адиабатически и «смоченными» поверхностями с наполнением в виде плотной матрицы монодисперсных сферических частиц диаметра d_p , через который движется используемый теплоноситель, имеющий однородную скорость w_0 и температуру t_0 на входе (рис. 1).

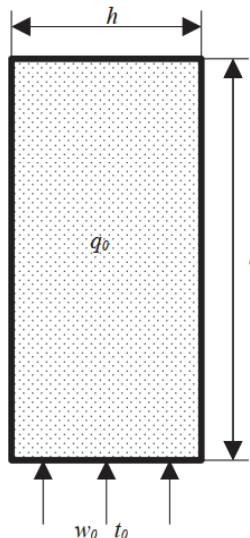


Рис. 1. Физическая область решения.

Пористая матрица генерирующая теплоту с постоянной по объему удельной величиной тепловыделения q_0 . Необходимо определить локальные температуры теплоносителя и пористого слоя если ширина и длина канала равна соответственно h и l .

Для плотных пористых упаковок число Дарси намного меньше 1, а это означает, что профиль скорости течения теплоносителя на своей структуре, кроме узкого пограничного слоя, соответствует режиму идеального вытеснения [5]. В этом случае уравнение энергии в несопряженной постановке с гидродинамической задачей может быть записано для каждой фазы [6] в предположении, что диффузия теплоты в поперечном направлении пористого слоя существенно больше, чем в аксиальном:

$$\frac{\partial T_f}{\partial X} = A \frac{\partial^2 T_f}{\partial Y^2} + B(T_s - T_f); \quad (1)$$

$$\frac{\partial^2 T_s}{\partial Y^2} - C(T_s - T_f) + 1 = 0; \quad (2)$$

$$T_{f,s}(0, Y) = 0; \quad (3)$$

$$\frac{\partial T_{f,s}(X, 0)}{\partial Y} = \frac{\partial T_{f,s}(X, 1)}{\partial Y} = 0, \quad (4)$$

где безразмерные параметры могут быть определены $X = x/h$; $Y = y/h$; $A = 1/(\text{Re} \cdot \text{Pr})$;

$$T_{f,s} = (t_{f,s} - t_0) \lambda_s^e / (q_0 h^2); \quad B = \text{Nu} / (\text{Re}_p \cdot \text{Pr});$$

$$C = \Lambda \cdot \text{Nu} \cdot \text{Re} / \text{Re}_p; \quad \Lambda = \lambda_f^e / \lambda_s^e; \quad \text{Nu} = \alpha_s h / \lambda_f^e;$$

$$\text{Pr} = \lambda_f^e \rho_f / [\varepsilon (\rho C_f)_f \mu_f];$$

$$\text{Re} = u_0 h \rho_f / \mu_f; \quad \text{Re}_p = u_0 d_p \rho_f / [6(1 - \varepsilon) \mu_f];$$

x, y - аксиальная и поперечная декартовы координаты; $t_{f,s}$ - локальная температура теплоносителя и пористого слоя; λ_f^e, λ_s^e - эффективные коэффициенты теплопроводности пористой матрицы и теплоносителя; α_s - коэффициент теплоотдачи между жидкой фазой и пористой средой; ρ_f, C_f, μ_f - плотность, теплоемкость и динамическая вязкость теплоносителя; ε - пористость матрицы.

3. РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ

Система (1) – (4) проинтегрирована с помощью дифференциальных преобразований Лапласа и косинус – Фурье по переменным X и Y соответственно:

$$T_f(X, Y) = \frac{\Omega}{A_{n,0}} \frac{B}{C} X - 2 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\Omega_{\pi,k} \cos(\pi k Y)}{B^{-1}(\pi^2 k^2 + C)(A\pi^2 k^2 + B) - C} \times \left\{ 1 - \exp\left\{-\left[4\pi^2 k^2 + B - C \cdot B / (\pi^2 k^2 + C)\right] X\right\}\right\} \quad ; (5)$$

$$T_s(X, Y) = (1 + BX) \frac{\Omega_{n,0}}{C} + 2 \sum_{k=1}^{\infty} \Omega_{\pi,k} \left\{ \left[1 - \frac{A\pi^2 k^2 + B}{A\pi^2 K^2 + B - CB / (\pi^2 k^2 + C)} \right] \times \exp\left\{-\left[A\pi^2 k^2 + B - CB / (\pi^2 k^2 + C)\right] X\right\} + \frac{A\pi^2 k^2 + B}{A\pi^2 K^2 + B - CB / (\pi^2 k^2 + C)} \right\} \cos(\pi k Y) \quad ; (6)$$

$$\Omega_{n,k} = \left\{ \begin{array}{l} \frac{2}{\pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\left[1 - (-t)^n \left[1 - (-1)^{n+k} \right] \right]}{n^2 k^2}, n \neq k \\ 0, n = k \end{array} \right\} \quad (7)$$

Согласно [7]

$$\lambda_f^e = \left[\varepsilon + (0,1 \div 0,5) \text{Pr} \left(\frac{\rho_f u_0 d_p}{\mu_f} \right) \right] \lambda_f; \quad (8)$$

$$\lambda_s^c = (1 - \varepsilon) \lambda_s; \quad (9)$$

$$\alpha_{s,f} = \lambda_f \frac{\left[2 + 1,1 \text{Pr}^{1/3} \left(\rho_f u_0 d_p / \mu_f \right)^{0,6} \right]}{d_p}, \quad (10)$$

где $\lambda_{f,s}$ - теплопроводности фаз.

Осреднение уравнений модели (1) и (2) по поперечному сечению плоского канала приводит их в систему дифференциально-алгебраических уравнений к виду

$$\frac{d\bar{T}_f(X)}{dX} = B(\bar{T}_s - \bar{T}_f); \quad (11)$$

$$C(\bar{T}_s - \bar{T}_f) = 1; \quad (12)$$

с начальными условиями

$$\bar{T}_f(0) = 0. \quad (13)$$

Решение задачи (11) - (13) имеет соответствующий вид

$$\bar{T}_f(X) = BX/C. \quad (14)$$

$$\bar{T}_s(X) = (1 + BX)/C, \quad (15)$$

где $\bar{T}_{f,s}(X) = \int_0^1 T_{f,s}(X, Y) dY$.

При $X = 0$ различие между (14) и (15) составляет величину $1/C$. поэтому полученное решение в общем случае справедливо, если $C \rightarrow \infty$. Для конечных значений $C < \infty$ следует в (6) внести поправку $\sim 1/C$ для выполнения начального условия для пористой матрицы. Поскольку $B/C = 1/(\Lambda \cdot \text{Re} \cdot \text{Pr})$, то в итоге синтезируется относительно простая формула для оценки термической обстановки внутри пористого плоского канала

$$\bar{T}_{f,s}(X) = X/(\Lambda \cdot \text{Re} \cdot \text{Pr}).$$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Вычислительным экспериментом на основе разработанной математической модели подтверждено, что градиент температур в поперечном сечении потока и пористой матрицы отсутствует. Полученные результаты применимы для оценки геометрических размеров плоского канала при заданных теплофизических параметрах фаз, обеспечивающих заданные термические режимы, генерирующие теплоотдачу пористой матрицы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Barman P.S., Das A., Islan M.R.** Heat transfer through porous media: an overview // Int.J. of Information Research and Review. 2017. V. 4. pp. 3642–3645.
2. **Viang P., Wang Z., Ren Z., Wang B.** Forced convective heat transfer in a porous plate channel // J. of Thermal Science. 1997. Y.6. pp. 197–206.
3. **Левин В.А., Лукин Н.А.** Численное моделирование двухмерных нестационарных течений газа через пористые тепловыделяющие элементы // Вычислительные технологии. 2006. Т. 11- №6. - С. 44–58.
4. **Сморчкова Ю. В., Варава А. Н., Дедов А. В., Комов А. Т.** Верификация математической модели и численное исследование теплогидравлических параметров тепловыделяющих сборок с шаровыми микрорезьбами // Теплоэнергетика, 2018, № 10, С. 50–59.
5. **Ряжских В.И., Коновалов Д.А., Слюсарев М.И., Дроздов И.Г.** Анализ математической модели теплообмена с плоской поверхности ламинарно движущимся хладагентом через сопряженную пористую среду // Вестник ЮУрГУ. Серия «Математическое моделирование и программирование». 2016. Т.9. №3. С. 68– 81.
6. **Vafai K.** Hand-book of porous media. – NY: CRC Press, 2015. 959 p.
7. **Amiri A., Vafai K.** Analysis of dispersion effects and non thermal equilibrium, non-Darcian variable porosity incompressible flow through porous media // Int. J. Heat and Mass Transfer. 1994. V.37. №6. pp. 939–954.

НЕИЗОТЕРМИЧЕСКИЙ МАССООБМЕН В ЛАМИНАРНОМ ПОТОКЕ БРОУНОВСКОЙ СУСПЕНЗИИ С АДГЕЗИЕЙ ДИСПЕРСНОЙ ФАЗЫ НА НАЧАЛЬНОМ УЧАСТКЕ ПЛОСКОГО КАНАЛА ПРИ БОЛЬШИХ ЧИСЛАХ ПЕКЛЕ

ВВЕДЕНИЕ

Броуновские суспензии (наножидкости) широко применяются в процессах теплопереноса из-за существенного увеличения теплопроводности по сравнению с несущей средой [1]. Одним из сдерживающих факторов применения таких суспензий в промышленных масштабах является высокая вероятность осаждения дисперсной фазы из несущей среды на теплопередающей поверхности, что при длительной эксплуатации нивелирует преимущества таких теплоносителей [2]. Механизм конвективного взаимодействия еще до конца не изучен [3], отмечается что интенсификации процесса встраивания дисперсной фазы в структуру осадка способствует неструктурированная гидротермическая обстановка в пограничном слое. Кроме этого на кинетику процесса могут влиять сорбционные эффекты [4], а также миграция частиц [5], которые снижают их концентрацию в пограничном слое, но в условиях неизотермичности начинает сказываться компенсационный механизм диффузии при термофарезе [6]. На самом деле спектр факторов, определяющих осаждение частиц, по-видимому, намного шире, поэтому в [7] предлагается доминирующей движущей силой процесса считать броуновское движение, а скорость встраивания наночастиц в структуру осадка идентифицировать в первом приближении с достаточно большой скоростью их осаждения (т.е. принять полную их адгезию при достижении смоченной поверхности). Начальный (входной) участок каналов как раз отвечает условию нестабильности гидротермической обстановки из-за формирования полей скоростей и температур, на котором, по-видимому, протекает наиболее интенсивно процесс осаждения.

В связи с этим оценка влияний условий на массообмен броуновской суспензии во входной зоне канала представляет теоретический и практический интерес.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается полубесконечный канал высотой h , в котором по механизму вынужденной конвекции движется броуновская суспензия в ламинарном режиме, имеющая однородные скорость u_0 , концентрацию c_0 и температуру t_h на входе. Температура стенок канала поддерживается при постоянной температуре t_c ($t_c < t_h$), а концентра-

ция частиц равна нулю. Предполагается, что течение однонаправленное и конвективный перенос теплоты преобладает над молекулярным, поэтому гидродинамический анализ не требуется, т.к. в этом случае формируется режим идеального вытеснения среды в канале, а аксиальная диффузия теплоты пренебрежимо мала [8]. В этом случае тепловая подзадача такова:

$$\frac{\partial T(X, Y)}{\partial X} = \frac{1}{Pe_T} \frac{\partial^2 T(X, Y)}{\partial Y^2}; \quad (1)$$

$$T(0, Y) = 1; \quad (2)$$

$$T(X, 0) = T(X, 1) = 0. \quad (3)$$

Полагая коэффициент броуновской диффузии в соответствии с формулой Стокса-Эйнштейна, массообменная подзадача имеет вид:

$$\frac{\partial C(X, Y)}{\partial X} = \frac{1}{Pe_c} \left[\frac{\partial T(X, Y)}{\partial Y} \frac{\partial C(X, Y)}{\partial Y} + (T + T_0) \frac{\partial^2 C(X, Y)}{\partial Y^2} \right]; \quad (4)$$

$$C(0, Y) = 1; \quad (5)$$

$$C(X, 0) = C(X, 1) = 0, \quad (6)$$

где $X = x/h$; $Y = y/h$; $C(X, Y) = c(x, y)/c_0$; $T(X, Y) = [t(x, y) - t_c]/(t_h - t_c)$; $Pe_T = u_0 h \rho c_p / \lambda$ – тепловое число Пекле; $T_0 = t_c / (t_h - t_c)$; $Pe_c = 3\pi\mu_0 h d p / [(t_h - t_c) k_B]$ – диффузионное число Пекле; ρ , c_p , λ , μ – плотность, теплоемкость, теплопроводность, динамическая вязкость суспензии; $t(x, y)$; $c(x, y)$ – локальные температура и концентрация; k_B – постоянная Больцмана.

2. РЕШЕНИЕ

Температурное поле найдено из решения системы (1) – (3):

$$T(X, Y) = \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n}{n} \{ \sin(\pi n Y) + \sin[\pi n(1 - Y)] \} \exp\left(-\frac{\pi^2 n^2}{Pe_T} X\right),$$

где среднемассовая температура по сечению канала

равна

$$\bar{T}(X) = \int_0^1 T(X, Y) dY = \frac{4}{\pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1}}{n^2} \times \\ \times \left[1 - (-1)^n \right] \exp\left[-\frac{\pi^2 n^2}{Pe_T} X\right].$$

Для среднemasсовой температуры по сечению канала концентрационное поле найдено из интегрирования (4) – (6):

$$C(X, Y) = \frac{2}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \left[\frac{1 - (-1)^k}{k} \right] \times \\ \times \exp\left[-\pi^2 k^2 \Phi(X)\right] \sin(\pi n Y),$$

где

$$\Phi(X) = \frac{T_0}{Pe_c} X + \frac{4Pe_T}{Pe_c \pi^4} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1}}{n^4} \times \\ \times \left[1 - (-1)^n \right] \left[1 - \exp\left(-\frac{\pi^2 n^2}{Pe_T} X\right) \right].$$

Исходя из определения локального числа Шервуда

$$Sh(X) = \frac{2}{\bar{C}(X)} \frac{\partial C(X, 0)}{\partial Y},$$

где

$$\bar{C}(X) = \int_0^1 C(X, Y) dY = \\ = \frac{2}{\pi^2} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{[1 - (-1)^k]^2}{k^2} \exp\left[-\pi^2 k^2 \Phi(X)\right], \quad (7)$$

$$\frac{\partial C(X, 0)}{\partial Y} = \frac{2}{\pi^2} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{[1 - (-1)^k]^2}{k^2} \times \\ \times \exp\left[-\pi^2 k^2 \Phi(X)\right] \quad (8)$$

и условия $Sh(X) = 1.05Sh(\infty)$, причем в разложениях (7) и (8) учтены только по два члена рядов.

Получено, что $Sh(\infty) = \pi^2$, а безразмерная длина входного массообменного участка выражается тогда соотношением

$$L_c = X/h = (0.036Pe_c - 0.082Pe_T)/T_0,$$

но т.к. $Pe_T \ll Pe_c$ [9], то окончательная длина массообменного входного участка $L_c = 0.036Pe_c/T_0$,

Для проверки адекватности принятой линеаризации уравнения (4) с помощью допущения о постоянстве температуры в поперечном направлении потоку в плоском канале численно была проинтегрирована массообменная подзадача (4) – (6). Дискретный аналог термической и массообменной задач выбран по явной конечно-разностной схеме с расчетом температурных и концентрационных полей на одной и той же сетке: $X = i\Delta X$ ($i = 1, 2, \dots$); $Y = j\Delta Y$ ($j = \overline{1, m+1}$);

($\Delta X \ll \Delta Y$) $\Delta Y = 1/m$, m – число разбиений отрезка $[0, 1]$ по оси OY ; $C(X, Y) = C(i\Delta X, j\Delta Y) = C_{i,j}$; $T(X, Y) = T(i\Delta X, j\Delta Y) = T_{i,j}$.

$$T_{i+1,j} = T_{i+1,j} + \frac{\Delta X}{Pe_T \Delta Y^2} (T_{i,j+1} - 2T_{i,j} + T_{i,j-1});$$

$$T_{1,j} = 1;$$

$$T_{i,1} = T_{i,m+1} = 0;$$

$$C_{i+1,j} = C_{i+1,j} + \frac{\Delta X}{Pe_c \Delta Y^2} \left[\frac{1}{4} (T_{i,j+1} - T_{i,j-1})^* \right.$$

$$\left. * (C_{i,j+1} - C_{i,j-1}) (T_{i,j} + T_0) \right]^*$$

$$\left. * (C_{i,j+1} - 2C_{i,j} + C_{i,j-1}) \right]$$

$$C_{1,j} = 1;$$

$$C_{i,1} = C_{i,m+1} = 0.$$

Реализация предложенной конечно-разностной схемы в серии вычислительных экспериментов подтвердило правомерность допущений, принятых при синтезе аналитического решения по результатам сравнительного анализа локальных полей концентраций. Идентифицирован коэффициент пропорциональности связывающий относительную длину входного массообменного участка и массообменное число Пекле, который составил 0,306.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Amani M., Amani P., Bahiraci M. and other.** Latest developments in nanofluid flow and heat transfer between parallel surface: A critical review // Adv. in Colloid and Interface Sci. 2021. V.294. 102450.
2. **Naquiddin N.H., Saw L.H., Yew M.C., Yusof F., Ng T.C., Yew M.K.** Overview of micro-channel design for high heat flux: application // Renew. Sust. Energ. Rev. 2018. V.82. P. 901-914.
3. **Lee J., Mudawar I.** Assessment of the effectiveness of nanofluids for single-phase and two-phase heat transfer in microchannels // Int. J. of Heat and Mass Transfer. 2007. V.50. P.452-463.
4. **Schumer R., Bensen D.A. Meerschaert M.M., Baucmer B.** Fractal mobile / immobile solute transport // Water Resour. Res. 2003. V.39. P.1296-1309.
5. **Bahiraci M.** Particle migration in nanofluids: A critical review // Int. J. of Thermal Sci. 2016. V.109. P.
6. **Gondarzi S., Shekaramiz M., Omidvar A., Golab E., Karimipour A.** Nanoparticles migration due to thermophoresis and Brownian motion and its impact on Ag-MgO / water hybrid nanofluid natural convection // Powder Technol. 2020. V.375. P. 493-503.
7. **Wang M., Paul M.C., Dobson P.S.** Influence of Brownian motion on nanoparticle deposition in a microchannel heat sink / 13 th Int. Conf. on Applied Energy (ICAE 2021) At. Bangkok Thailand.
8. **Новый справочник химика и технолога.** Процессы и аппараты химических технологий. Ч.1. – СПб: АНО НПО «Профессионал», 2004.848с.
9. **Buongiorno J.** Convective transport in nanofluids // Transactions of the ASME. 2006. V.128. P. 240-250.

ИЗМЕРЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРОПРОВОДНОСТИ ЖИДКОСТИ С ПОМОЩЬЮ А-КАЛОРИМЕТРА МЕТОДОМ РЕГУЛЯРНОГО РЕЖИМА

ВВЕДЕНИЕ

Как известно, температуропроводность является физическим параметром вещества и характеризует скорость выравнивания температуры вещества в неравновесных тепловых процессах. Величина коэффициента температуропроводности a , m^2/c , является мерой теплоинерционных свойств тела и соответственно зависит от природы вещества. Так, жидкость по сравнению с металлами обладает большей тепловой инерционностью и, следовательно, малым коэффициентом температуропроводности.

На практике в отношении характера зависимости поля температур от времени принято разделение методов исследования температуропроводности на две группы. В первой группе используются методы, для которых существенны начальные условия, т.е. известно поле температуры в момент времени, с которого начинался исследуемый процесс. В методах второй группы за основу реализуется процесс в такой его стадии, когда начальные условия уже не играют роли – так называемый регулярный тепловой режим [1]. В основу теории регулярного режима положен классический метод решения нестационарных задач теплопроводности в виде суммы частных решений – произведения функции от координат на функцию, зависящую от времени [2]. Практическая его реализация в приложении твердых материалов рассмотрена в работах [3].

Анализ работ, в которых измерялись температуропроводность и теплопроводность жидкости или наножидкости указывает, во-первых, на возможность надежного использования метода регулярного теплового режима для исследования указанных теплофизических характеристик и, во-вторых, свидетельствуют о его простоте и доступности при сохранении точности измерений [4].

1. МЕТОД РЕГУЛЯРНОГО РЕЖИМА ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРОПРОВОДНОСТИ С ПОМОЩЬЮ А-КАЛОРИМЕТРА

Существо метода не зависит от природы образца и заключается в следующем. Исследуемый образец (далее – ИО), геометрическая форма (пластина, цилиндр, шар) которого известна, подвергается охлаждению (нагреванию) в условиях:

$$t_0 = \text{const. } \alpha \rightarrow \infty, \quad (*)$$

где α – коэффициент теплоотдачи от термостатирующей жидкости к ИО, Вт/($m^2 \cdot K$);

Экспериментально измеряется темп охлаждения $m = m_\infty$, 1/с. На основании второй теоремы Кондратьева коэффициент температуропроводности материала ИО рассчитывается по формуле

$$a = Km_\infty, \quad (1)$$

где K – коэффициент формы тела, m^2 .

Таким образом, для решения поставленной задачи, а именно определения коэффициента температуропроводности ИО необходимо выполнить следующее.

- подготовить ИО для измерения;
- провести измерения темпа охлаждения (нагревания);
- рассчитать коэффициенты формы и температуропроводности.

Учитывая, что ИО является жидкостью, то для сохранения формы ее необходимо помещать в сосуд. Такой сосуд, внутренний объем которого и коэффициент формы известны называют А-калориметр.

Использование метода регулярного режима для исследования температуропроводности жидкости имеет ряд особенностей. Во время проведения эксперимента нужно полностью исключить влияние свободной конвекции на процесс переноса теплоты внутри жидкости, помещенной в А-калориметр. Для этого используют А-калориметр диаметром не более 20 мм, соотношение длины и радиуса $Z/R > 4$. Для проведения эксперимента А-калориметр выполнен из полый стеклянной цилиндрической трубки (рис. 1). Нижнее основание калориметра плотно закрыто заглушкой. Верхнее основание также плотно закрыто полый бизаглушкой, одна часть которой закрывает верхнее основание трубки, а на другую ее часть плотно надевается полая цилиндрическая трубка длиной 100 мм. Заглушки выполнены из пластика. Внутри цилиндрического сосуда размещается горячий спай медь-константановой дифференциальной термопары. Для измерений используется именно дифтермопара, поскольку в этом случае не требует калибровки. Константановый термоэлектрод, выходит через нижнюю заглушку, а через верхнюю заглушку медный термоэлектрод. Холодный спай медь-константановой термопары располагается в объеме термостатирующей среды. Медные провода от горячего и холодного спаев термопары подключены к цифровому вольтметру.

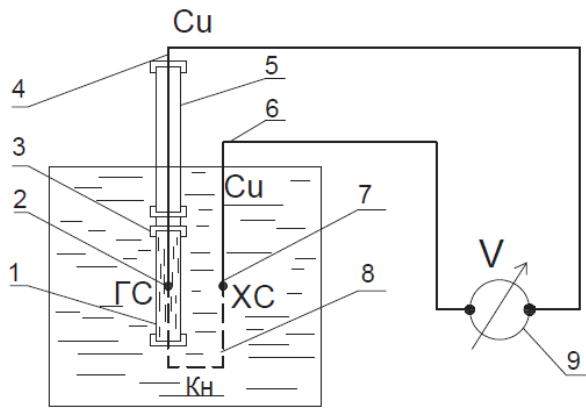


Рис. 1. Схема экспериментальной установки: 1 – калориметр; 2 – горячий спай дифтермопары; 3 – бизаглушка; 4, 6 – медный термоэлектрод; 5 – верхняя трубка; 7 – холодный спай дифтермопары; 8 – константовый термопровод; 9 – вольтметр

Принципиальная схема рабочего участка приведена на рис. 1. Рабочая термопара включена в систему измерения по дифференциальной схеме. Применяемый термостат обеспечивает заданные условия (*). Соответственно, после предварительного нагрева А-калориметра до определенной (например, больше, чем температура охлаждающей среды в термостате на 5 °С) температуры его помещают в термостат и фиксируют изменения напряжения в конечные промежутки времени. После их преобразования в температуру темп охлаждения рассчитывается по соотношению вид:

$$m_{\infty} = \frac{\ln \vartheta_1 - \ln \vartheta_2}{\tau_2 - \tau_1}, \quad (2)$$

где $\vartheta = t - t_0$ – избыточная температура, представляющая собой разность между температурой исследуемой жидкости и температурой греющей (охлаждающей) среды; ϑ_1 и ϑ_2 определяются в момент времени τ_2 и τ_1 .

Коэффициент формы рассчитывается по формуле:

$$K = \left(\frac{5,793}{R^2} + \frac{9,87}{Z^2} \right)^{-1}, \quad (3)$$

где R и Z соответственно внутренний радиус и длина трубки А-калориметра.

Коэффициент температуропроводности материала ИО рассчитывается по формуле (1).

Следует отметить, что присутствие стенки сосуда в А-калориметре накладывает определенные ограничения на теплофизические свойства материала, из которого стенка сосуда сделана относительно подобных свойств вещества, заполняющего оболочку. Например, величины теплопроводности материала стенки сосуда (допустим из металла) и исследуемого материала в сосуде могут отличаться на два порядка. При использовании материала стенки сосуда (например, из стекла) его величина теплопроводности может быть соизмерима с величиной теплопроводности материала заполнителя. В

этих случаях необходимо оценивать влияние стенки сосуда. Результаты анализа влияния цилиндрического сосуда на измеряемую величину коэффициента температуропроводности при условии линейного закона температуры в стенке сосуда показали, что для этого достаточно учитывать геометрические размеры сосуда и величины теплопроводности материала стенки сосуда и заполнителя. Тогда формулу по определению коэффициента теплопроводности ИО следует представлять в следующей форме

$$a = Km_{\infty} \left(1 + 2 \frac{\delta \lambda}{R \lambda'} \right), \quad (4)$$

где δ – толщина стенки сосуда; λ – теплопроводность материала заполнителя, λ' – теплопроводность материала стенки сосуда.

Рассмотренный вариант определения коэффициента температуропроводности был апробирован на дистиллированной воде. Результаты эксперимента показали хорошее совпадение с табличными данными. Данный метод и его реализацию можно использовать для определения температуропроводности любой жидкости, в том числе и неомогенной наножидкости.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Авторы предложили применить метод регулярного режима для исследования температуропроводности жидкости. Для реализации метода разработан особый А-калориметр. Также предложена методика проведения измерений, позволяющая повысить точность измерения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Филиппов Л.П. Измерение тепловых свойств твердых и жидких металлов при высоких температурах. М., Издательство Московского университета, 1967. 325 с.
2. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Гостехиздат, 1952. 600 с.
3. Кондратьев Г.М. Регулярный тепловой режим. М., Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1954. 408 с.
4. Шацких Ю.В., Костановский А.В., Зеодинов М.Г., Милютин В.А. Использование метода регулярного режима для экспериментального определения теплопроводности жидкости // ТВТ. 2023. Т. 61. № 4. С. 525-529.

СТОЛКНОВЕНИЕ КАПЕЛЬ ЖИДКОСТИ С МЕМБРАННЫМИ ПОВЕРХНОСТЯМИ

ВВЕДЕНИЕ

В последние десятилетия наблюдается повышенный интерес к изучению соударения капель жидкостей с различными поверхностями. Это объясняется широким спектром практических приложений, а именно при распылительном охлаждении, сжигании топлива, противообледенительных технологиях, струйной печати, пылеудалении и др. При мокром пылеулавливании начальные размеры капель в аэрозоле могут варьироваться в диапазоне от 0,001 до 3,5 мм в зависимости от способа распыла (ультразвуковое, пневматическое, механическое и др.), а начальная скорость распыла достигать 30 м/с. В процессе распыла капли могут коагулировать друг с другом и частицами, увеличиваться в размерах, а результирующая скорость уменьшаться в десятки раз [1]. Выделенный способ пылеулавливания является наиболее эффективным для фильтрации частиц размерами 0,3–1 мкм [2]. Для улавливания более мелких частиц (менее 0,1 мкм) одним из возможных способов является мембранная очистка газов. Этот способ не подходит для осаждения крупных витающих частиц. Одним из возможных способов увеличения эффективности пылеудаления является использование этих методов в комплексе. При этом возможен унос капель жидкости, которые могут сталкиваться с поверхностью мембран.

При ударе капли жидкости могут реализоваться такие режимы как растекание, всплеск, разрушение и отскок [3]. Возможные сценарии столкновения капель с твердыми поверхностями рассмотрены в обзорных работах [4,5]. Определено влияние приповерхностных свойств [6], температуры твердой поверхности [7], свойств жидкости размера и скорости соударения капли [8] на процессы взаимодействия. Смачиваемость и шероховатость поверхности является одной из важнейших характеристик, оказывающих влияние на возникновения разбрызгивания. Цель работы – определение основных характеристик столкновения капель дистиллированной воды с поверхностью мембран.

1. МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

При проведении экспериментальных исследований рассматривались 4 вида мембран, характеризующиеся различной смачиваемостью и пористостью. При помощи сканирующего электронного микроскопа Hitachi S-3400N получены изображения образцов. С применением программного обеспечения вычислялась площадь поверхности образца и площадь, занимаемую порами. Прибор для измерения

краевого угла DSA25S использован при определении контактных углов (θ) и гистерезиса ($\Delta\theta$) на исследуемых поверхностях. Определенные величины сведены в таблицу 1.

Таблица 1. Свойства мембран

Мембрана	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4
θ , °	26	84	129	151
$\Delta\theta$, °	-	-	14	11
P , %	16,6	34,1	49,9	30,4

Экспериментальные исследования процесса взаимодействия капель жидкости с мембранной поверхностью проводились с помощью лабораторного стенда (рис. 1).

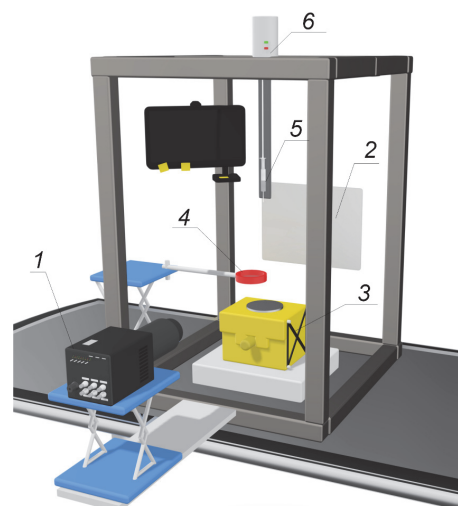


Рисунок 1. Схема экспериментального стенда: 1 – высокоскоростная видеокамера; 2 – прожектор; 3 – гониометр; 4 – емкость для сбора жидкости; 5 – сопло; 6 – шприцевой насос

В основе регистрации процесса взаимодействия капли с мембранной поверхностью лежал теневой метод. Мембрана помещалась на гониометр, с его помощью контролировался наклон поверхности. Дозирование капли производилось при помощи шприцевого насоса, сопла и силиконового канала, соединяющего их. При помощи сопла обеспечивался постоянный размер капель ($2,2 \pm 0,1$ мм). Варьируя высоту расположения сопла, изменялась скорость столкновения капель с поверхностями в диапазоне от 0,8 до 3,0 м/с. Регистрация взаимодействия капли с мембранной поверхностью проводилась с помощью высокоскоростной камеры. Зарегистрированы характеристики взаимодействия: время растекания t (с), начальный диаметр капли до столкновения D_0 (мм), диаметр растекания капли D (мм), максимальный диаметр растекания D_{\max} (мм).

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

По результатам анализа проведенных исследований выделены два режима взаимодействия капля и мембран – растекание и разрушение. При анализе режимов взаимодействия выделены несколько фаз. После соударения капли с поверхностью мембраны наступает фаза растекания, которая обусловлена инерцией. Фаза растекания длится до момента достижения каплей максимального диаметра растекания D_{\max} , который зависит от вязкости и поверхностного натяжения жидкости. При малых числах Вебера ($We < 30$) наблюдалось формирование пирамидальной структуры профиля капли во время фазы растекания. Это обусловлено образованием капиллярной волны, возникающей из-за взаимодействия капли с мембраной. После достижения капли D_{\max} происходило втягивание жидкости в центр, что приводило к скоплению жидкости на «периферии» капли. Затем под действием поверхностных сил жидкость течет вверх, пытаясь сжать каплю. Однако из-за хорошей смачиваемости и высокой адгезии поверхности происходила значительная диссипация начальной кинетической энергии. Поэтому линия контакта зацеплялась за поверхность мембраны и контактный диаметр оставался постоянным. Происходило колебательное движения жидкости до тех пор, пока капля не рассеивала всю свою энергию и не достигала равновесия.

На рисунке 2 представлены установленные значения отношения диаметра растекания D в момент времени к начальному диаметру капли D_0 при числе $We \approx 20$.

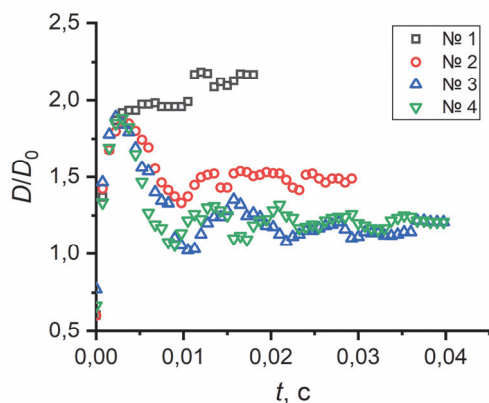


Рисунок 2. Отношение диаметра растекания к начальному диаметру капли при $We \approx 20$.

Установлено, что осаждение капли сопровождается флуктуацией жидкости, приводящей к колебанию. Определено, что с ухудшением смачивания максимальный диаметр растекания практически не изменяется при относительно малых числах Вебера. Определено, что при малых числах Вебера D_{\max} остается относительно нечувствительным к смачиваемости поверхности. При сравнении кривых $D/D_0(t)$ установлено, что при растекании капли по гидрофильной мембране (№ 1) наблюдается один небольшой пик, когда капля сначала растекается, а затем оттекает. После этого контактный диаметр

понижается и капля начинает впитываться в мембрану. С увеличением гидрофобности количество пиков растекания/оттекания жидкости растет. Это дает основание для вывода о том, что при столкновении с гидрофильной мембраной (№ 1) капля при достижении максимального диаметра растекания кинетическая энергия удара мгновенно рассеивается за счет высокой адгезии. Также можно предположить, что при увеличении контактного угла после удара капли о поверхность образцов образуются воздушные подушки между жидкостью и мембраной (реализуется состояние Касси). Вследствие чего снижаются силы сопротивления (трения), диссипация кинетической энергии происходит медленнее. Капле нужно больше времени для достижения равновесного состояния. Обосновано, что скорость растекания, степень сжатия (диаметра растекания) и другие характеристики соответствующих процессов зависят от энергии удара и шероховатости поверхности.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты экспериментальных исследований позволили выделить два режима взаимодействия капля и мембран (растекание и разрушение). Определены фазы протекания основных процессов. Сделан вывод о том, что свойства поверхности оказывают влияние на процесс диссипации энергии и время достижения равновесного состояния.

Работа выполнена за счет средств Российского научного фонда (проект № 23-71-10040, <https://rscf.ru/project/23-71-10040/>).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Voytkov I., Volkov R. and Strizhak P.** Reducing the flue gases temperature by individual droplets, aerosol, and large water batches // *Exp. Therm. Fluid Sci.* 2017. Vol. 88. P. 301–316.
2. **Arya S. and Novak T.** Numerical investigation of the effect of a novel wet scrubber on dust reduction in an underground coal mine // *Mining, Metall. Explor.* 2020. Vol. 37. P. 129–139.
3. **Rioboo R., Tropea C. and Marengo M.** Outcomes from a drop impact on solid surfaces // *At. Sprays.* 2001. Vol. 11. P. 155–165.
4. **Khojasteh D., Kazerooni M., Salarian S. and Kamali R.** Droplet impact on superhydrophobic surfaces: A review of recent developments // *J. Ind. Eng. Chem.* 2016. Vol. 42. P. 1–14.
5. **Mohammad Karim A.** Physics of droplet impact on various substrates and its current advancements in interfacial science: A review // *J. Appl. Phys.* 2023. Vol. 133. P. 030701.
6. **Xia L., Chen F., Yang Z., Liu T., Tian Y., and Zhang D.** Droplet impact dynamics on superhydrophobic surfaces with convex hemispherical shapes, *Int. J. Mech. Sci.* 2024. Vol. 264. P. 108824.
7. **Yang T., Zhang W., Wang J., Liu C. and Yuan M.** Numerical investigation on heat transfer enhancement and surface temperature non-uniformity improvement of spray cooling // *Int. J. Therm. Sci.* 2022. Vol. 173. P. 107374.
8. **Liang G. and Mudawar I.** Review of drop impact on heated walls // *Int. J. Heat Mass Transf.* 2017. Vol. 106. P. 103–126.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВТОРИЧНЫХ ВИХРЕЙ НА ТЕПЛООТДАЧУ КОЛЬЦЕВОГО КАНАЛА С НЕПОДВИЖНЫМИ ПОВЕРХНОСТЯМИ ПРИ ЗАКРУТКЕ ПОТОКА

ВВЕДЕНИЕ

В кольцевых каналах около криволинейных поверхностей или при закрутке потока массовые силы в условиях неоднородности поля течения могут оказывать дестабилизирующее влияние приводящее к возникновению вторичных вихрей [1]. При этом вторичные вихри позволяют существенно увеличить локальную интенсивность теплообмена за счет дополнительной диссипации тепловой энергии [2]. В большинстве работ, посвященных исследованию вторичных течений исследуются случаи течения Куэтта – Тейлора, когда образование вихревых систем образуется за счет вращения одной или обеих поверхностей кольцевого канала, а также достаточно подробно рассматривалось дополнительное влияние осевого потока w_z [3]. Однако, стоит отметить, что недостаточно изучено образование вторичных вихрей при неподвижных поверхностях кольцевого канала ($\Omega_1 = 0$ и $\Omega_2 = 0$) при начальной закрутке потока.

Для описания условий, при котором происходит формирование вторичных вихрей в пространстве кольцевого канала удобно использовать критерий подобия Тейлора [1; 2]. Для случая, когда движение жидкости в кольцевом канале создается только вращением потока жидкости при неподвижных поверхностях кольцевого канала число Тейлора можно записать в следующем виде:

$$Ta = \frac{\Omega^2 R_1 \cdot (D_r/2)^3}{v_{эфф}^2} = \frac{\overline{w_z}^2 \cdot \tan^2(\varphi) \cdot (D_r/2)^3}{v_{эфф}^2 \cdot R_1} \quad (1)$$

где w_φ – среднее значение тангенциальной составляющей скорости, м/с; w_z – среднее значение осевой составляющей скорости, м/с; φ – угол закрутки потока; $v_{эфф}$ – эффективная кинематическая вязкость; Ω – угловая скорость вращения внутреннего цилиндра; R_1 – внутренний радиус кольцевого канала; D_r – гидравлический диаметр кольцевого канала.

В работе [3] приводится критическое значение числа Тейлора образования вторичных вихрей $Ta_{кр} \approx 1800$ при значении безразмерного радиуса $\eta = R_1/R_2 \rightarrow 1$.

В предыдущей работе автора [4] было показано, что вторичные вихри по типу Тейлора-Гертлера могут образовываться, когда поток закручивается с

неподвижными поверхностями кольцевого канала ($\Omega_1 = 0$ и $\Omega_2 = 0$) с начальной закруткой потока. Однако, влияние вторичных вихрей на интенсификацию теплообмена в такой постановке задачи потока изучены недостаточно, что обуславливает актуальность данной работы.

Принципиальная схема экспериментального стенда представлена на рис. 1.

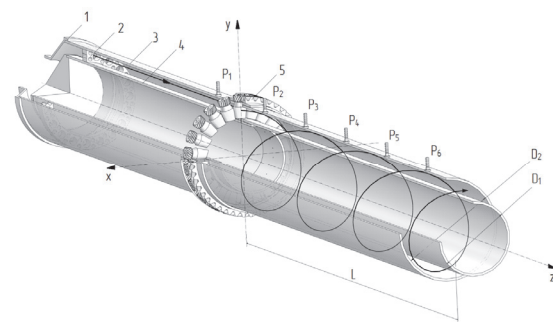


Рис. 1. Схема экспериментального стенда: 1 – диффузор; 2 – устройство подготовки потока; 3 – внешний цилиндр; 4 – внутренний цилиндр; 5 – аксиально-лопастной закручиватель.

Поток закручивается при помощи аксиально-лопастного закручивателя (22 лопасти) с поворотным механизмом, позволяющий изменять в процессе работы начальный угол закрутки φ от 0° до 90° . Кольцевой канал исследуемой модели образован из внутреннего цилиндра диаметром $D_1 = 2R_1$ равным 133 мм, а также внешним цилиндром, состоящим из двух измерительных секций с внутренним диаметром $D_2 = 2R_2$ равным 172 мм. Общая длина кольцевого канала равнялась $L = 1000$ мм. Гидравлический диаметр равнялся $D_r = 40$ мм. Тем самым относительная длина кольцевого канала равнялась $z = 25$, а безразмерный радиус $\eta = 0,767$.

Было проведено численное моделирование течения воздуха в кольцевом канале при закрутке потока $\varphi = 75^\circ$ в программном комплексе ANSYS Fluent (модель турбулентности SST k-w CC). Результаты представлены на рис.2

Исходя из распределения радиальной составляющей скорости можно сделать вывод, что при определенных условиях в зазоре кольцевого канала при начальной закрутке потока и неподвижных

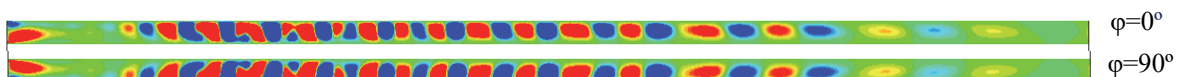


Рис. 2. Распределение радиальной составляющей скорости при $Re_{вх} = 1629$, $Ta_{вх} = 2 \cdot 10^5$, $\varphi = 75^\circ$

поверхностях кольцевого канала могут формироваться вторичные течения с чередующимся левым и правым направлением вращения. Для дальнейшего анализа было построено распределение локального числа Тейлора по длине кольцевого канала, которое представлено на рис. 3.

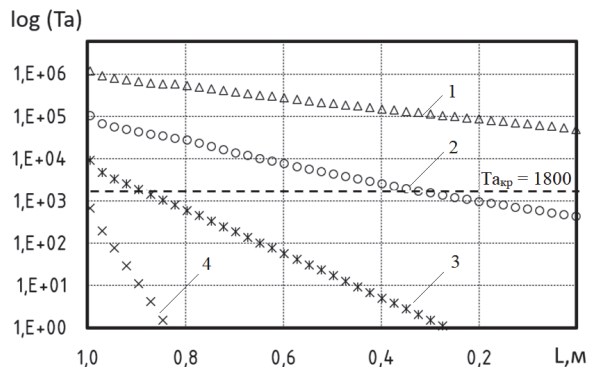


Рис. 3. распределение локального числа Тейлора по длине кольцевого канала: 1 - $Re_{вх}=163$, $Ta_{вх}=2 \cdot 10^3$; 2 - $Re_{вх}=515$, $Ta_{вх}=2 \cdot 10^4$; 3 - $Re_{вх}=1629$, $Ta_{вх}=2 \cdot 10^5$; 4 - $Re_{вх}=5152$, $Ta_{вх}=2 \cdot 10^6$.

Стоит отметить, что на рис. 3 проведена штриховая линия, показывающая критическое число Тейлора $Ta_{кр} = 1800$, которое было получено рядом авторов при исследовании возникновения вторичных течений при вращении внутреннего цилиндра. Полученное критическое число Тейлора хорошо соотносится с полученными результатами, когда закрутка потока осуществляется в начале канала при использовании аксиально-лопаточного завихрителя и неподвижными поверхностями кольцевого канала.

Уменьшение числа Тейлора по длине канала объясняется раскруткой потока. При этом увеличивается осевая составляющая полной скорости и уменьшается тангенциальная составляющая полной скорости потока.

Изменения безразмерной радиальной скорости и плотности теплового потока в среднем сечении по длине кольцевого канала показаны на рис. 4. По всей длине канала наблюдается чередование максимальных и минимальных значений скорости. Это происходит за счет переноса вихревых потоков от сердцевины потока к стенке и наоборот. Предельные углы закручивания потока на внешней и внутренней поверхностях различны. Поэтому вихревые структуры растягиваются в азимутальном направлении, а затем большие делятся на более мелкие.

Возникновение и трансформация вихревых структур оказывают существенное влияние на распределение теплового потока по поверхностям. Спиральные линии распределений по длине плотностей теплового потока совпадают с предельными углами закручивания потока на них. Существует четкая взаимосвязь между флуктуациями общей скорости и распределением плотности теплового потока. Из-за затухания закрученного потока наблюдается значительное снижение среднего коэффициента теплопередачи по длине внешней поверхности.

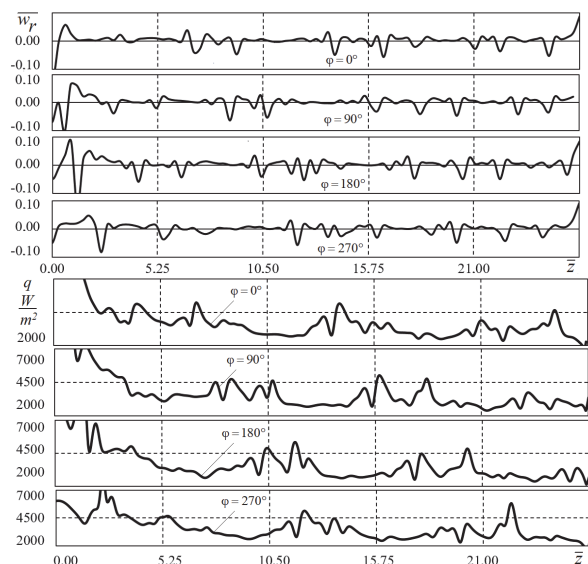


Рис. 4. Изменение безразмерной радиальной скорости и плотности теплового потока в среднем сечении по длине кольцевого канала

Было обнаружено, что вторичные вихри при определенных условиях постепенно занимают все пространство кольцевого зазора. Возникновение и трансформация этих вторичных потоков влияют на распределение теплового потока по рабочим поверхностям. Наблюдается четкая связь между колебаниями суммарной скорости и плотностью теплового потока на них.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Щукин В.К.** Теплообмен и гидродинамика внутренних потоков в полях массовых сил. - 2-е изд., перераб. и доп. / В.К. Щукин. - М: Машиностроение, 1980.
2. **Fénot, M.** A review of heat transfer between concentric rotating cylinders with or without axial flow / M. Fénot, Y. Bertin, E. Dorignac, G. Lalizel // International Journal of Thermal Sciences - INT J THERM SCI. - 2011. - Т. 50 - С. 1138-1155 - doi:10.1016/j.ijthermalsci.2011.02.013.
3. **Wimmer M.** Taylor vortices at different geometries / M. Wimmer // Physics of Rotating Fluids : Lecture Notes in Physics / сост. R. Beig [и др.]; ред. С. Egbers, G. Pfister. - Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2000. - Т. 549. - С. 194-212.
4. **Леухин Ю.Л.** Исследование аэродинамики и теплоотдачи сужающихся кольцевых каналов с закрученным течением потока / Ю.Л. Леухин, Е.В. Панкратов, С.В. Карпов // Вестник Череповецкого государственного университета. - 2018. - № 1 (82). - С. 34-39.

ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИКИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ НА ВХОДЕ ТЕПЛОВЫДЕЛЯЮЩЕЙ СБОРКИ РЕАКТОРА РИТМ

ВВЕДЕНИЕ

Развитие Арктического региона невозможно без энергоисточника, обладающего такими свойствами как автономность, надёжность и маневренность. Наиболее соответствующим этим свойствам источником энергии является атомная станция малой мощности (АСММ) [1, 2]. Требования, предъявляемые к АСММ в Арктической зоне, диктуют потребность в оригинальных технических решениях, связанных как с парогенерирующим блоком в целом, так и с отдельными его конструктивными частями [3]. К наиболее важным из них относится кассетная активная зона, создание которой базировалось на научном, конструкторском и производственном опыте при создании судовых реакторных установок. В настоящее время ведутся конструкторские работы по созданию АСММ с реактором РИТМ, проектом которого предусматривается кассетная активная зона с топливом повышенной ураноёмкости, что позволит повысить энергоэффективность станции [4]. ТВС кассетной активной зоны вобрала в себя технические решения, характерные для топливных кассет атомных ледоколов, однако специфика использования судовых технологий на суше во многом обусловила необходимость внесения существенных изменений в их конструкцию. К числу изменений относятся увеличенная длина твэльного пучка, оптимизированная геометрия дистанционирующих решеток и увеличенный шаг их расположения, другая форма центрального вытеснителя, оптимизированные дроссельные шайбы, индивидуально устанавливаемые на входе в каждую ТВС. За счет установки дроссельных шайб с разной площадью проходного сечения осуществляется гидравлическое профилирование кассетной активной зоны. Измененная геометрия ТВС может привести к перераспределению поля аксиальной скорости потока как на входе в твэльный пучок, так и по его высоте, что в свою очередь может влиять на теплотехническую надежность активной зоны [5]. Указанные факторы обусловили необходимость дополнительного обоснования конструкции ТВС, а именно её входного участка. Одним из этапов обоснования конструкции ТВС является экспериментальное определение влияния элементов входного участка на процесс формирования потока теплоносителя в пучке твэлов. Результаты экспериментального изучения гидродинамики теплоносителя на входе в твэльный пучок, позволили уточнить методики обоснования теплотехнической надежности активных зон.

1. ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ СТЕНД И МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Для моделирования течения рабочей среды в каналах используется исследовательский аэродинамический стенд, представляющих собой разомкнутый контур с воздушной рабочей средой и состоящий из системы нагнетания потока, экспериментальной модели, измерительного комплекса. Течение водяного теплоносителя на входе в ТВС моделируется воздухом с учетом теории гидродинамического подобия [6].

Модель представляет собой канал, состоящий из двух секций круглой и шестигранной формы поперечного сечения. Первая секция имитирует часть ТВС, которая находится в нижней опорной плите реактора, вторая – входной участок твэльного пучка. В секции шестигранной формы размещались макеты диффузора с узлом крепления твэлов к нему, уголков жесткости, поглощающей решетки, центрального вытеснителя, дистанционирующей решетки и фрагмент твэльного пучка. В секцию круглой формы устанавливались макеты обтекателя центрального вытеснителя, шарикового замка и дроссельной шайбы. В канал модели поочередно устанавливались две дроссельные шайбы, которые отличаются наличием в одной из них дополнительных отверстий. За счет этого было увеличено проходное сечение на 25%. Элементы модели увеличены на коэффициент геометрического подобия 5,79 относительного натурального изделия.

Перераспределение аксиальной скорости потока на входе в топливную кассету изучали пневмометрическим методом, который заключается в измерении аксиальной скорости воздушного потока, движущегося внутри модели, с погрешностью датчика, не превышающей 7%. Особенности протекания массообменных процессов в теплоносителе определяли методом впрыска контрастной примеси (газа пропана) в поток воздушной среды через регулярные ячейки, расположенные в пучке твэлов. Концентрация примеси определялась с погрешностью, не превышающей 1,5%.

Изучение гидродинамики теплоносителя производилось по поперечному сечению модели в нескольких характерных областях по длине: за дроссельной шайбой, шариковым замком, в узле крепления твэлов к диффузору, в твэльном пучке за поглощающей и перед дистанционирующей решетками. Измерения проводили при скорости воздушной рабочей среды на входе в канал $13 \div 24,5$ м/с и числе Рейнольдса $35\,000 \div 65\,000$.

Течение теплоносителя в пучке твэлов анализировали с помощью картограмм аксиальной скорости, построенных на основе её безразмерных величин (значение скорости в точке измерения нормировали на скорость на входе в канал модели).

Все исследования проводятся в зоне автотельного движения воздушного потока, характеризующейся неизменностью безразмерных профилей скорости в каналах с воздушной и водяной средами. Следовательно, результаты экспериментов могут быть использованы при изучении условий течения водяного теплоносителя при отсутствии его фазовых превращений.

Экспериментально определен коэффициент гидравлического сопротивления дроссельных шайб. Измерения показали, что он соответствует коэффициенту гидравлического сопротивления штатных элементов конструкции при аналогичных числах Рейнольдса.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Анализ результатов экспериментов позволил выявить влияние геометрии входного участка ТВС на течение теплоносителя в твэльном пучке и сделать следующие выводы:

1. Влияние входного участка ТВС характеризуется образованием областей с низкими величинами аксиальной скорости потока, расположенных в периферийных рядах твэлов у граней чехла ТВС параллельных пластинам крепления твэлов к диффузору. Величины относительной аксиальной скорости в выделенных областях лежат в диапазоне $0,2 \div 0,8$ и зависят от степени удаленности от дроссельной шайбы и диффузора.

2. Перекрытие проходного сечения шайбы без дополнительных отверстий приводит к значительному перераспределению поля аксиальной скорости потока в твэльном пучке за счет образования струйных течений из её отверстий. Перераспределение поля скорости потока характеризуется наличием области с высокой аксиальной скоростью вокруг трубы центрального вытеснителя, величины относительной скорости составили $1,3 \div 1,7$ и зависят от степени удаленности от дроссельной шайбы, диффузора и поглощающей решетки. Влияние типа конструкции дроссельной шайбы при полностью открытом проходном сечении на аксиальное течение теплоносителя в твэльном пучке незначительно.

3. Структура поперечных течений теплоносителя в периферийном ряду твэлов за поглощающей решеткой мало зависит от конструкции дроссельных шайб при полностью открытом их проходном сечении, что подтверждается идентичным распределением контрастной примеси по сечению пучка твэлов. При этом распределение примеси происходит преимущественно вдоль периферийного ряда твэлов, параллельно пластинам крепления твэлов к диффузору, поскольку данные пластины создают локальное сопротивление поперечным течениям теплоносителя, направленным в сторону центрального вытеснителя.

4. Частичное перекрытие проходного сечения дроссельных шайб привело к дополнительной турбулизации потока в периферийном ряду, что обусловило большую область размытия примеси в поперечном сечении твэльного пучка. Это также подтверждает наличие влияния струйных течений из отверстий шайбы на гидродинамику теплоносителя. Размытие примеси происходит вдоль периферийного ряда твэлов, что также указывает на влияние платин их крепления к диффузору.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В дальнейшем целесообразно проведение дополнительных экспериментальных исследований, направленных на определение глубины распространения неоднородности поля аксиальной скорости потока теплоносителя по длине твэльного пучка.

Таким образом, выявленные неоднородности аксиальной скорости потока могут оказать значительное влияние на процессы возникновения и развития кризиса теплоотдачи в обширной области твэльного пучка. Данные неоднородности течения теплоносителя необходимо учитывать при обосновании теплотехнической надежности активных зон реакторов новых атомных ледоколов и АСММ.

Работа выполнена в рамках государственного задания в сфере научной деятельности (тема № FSWE-2024-0003).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Зверев Д.Л., Фадеев Ю.П., Пахомов А.Н. и др. Реакторные установки для атомных ледоколов. Опыт создания и современное состояние // Атомная энергия. 2020. Т. 129. Вып. 1. С. 29–37.
2. Беляев В.М., Большухин М.А., Пахомов А.Н. и др. Опыт создания первой в мире плавучей АЭС. Направления дальнейшего развития // Атомная энергия. 2020. Т. 129. Вып. 1. С. 37–43.
3. Петрунин В.В., Шешина Н.В., Фатеев С.А. и др. Научно-технические аспекты создания инновационной реакторной установки РИТМ-200Н для АСММ // Атомная энергия. 2023. Т. 134. Вып. 1–2. С. 3–10.
4. Романов А.И., Папотин В.Ю., Тутуркин М.Ю. Разработка активных зон для АСММ и ПЭБ. Текущее состояние и направления развития // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Материаловедение и новые материалы. 2023. Вып. 5. С. 86–111.
5. Дмитриев С.М., Баринов А.А., Самойлов О.Б. и др. Методы обоснования теплотехнической надежности активной зоны тепловых водо-водяных реакторов // Атомная энергия. 2016. Т. 120. Вып. 5. С. 270–275.
6. Гухман А.А. Введение в теорию подобия. М.: Высшая школа, 1973. 296 с.

ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ ПОТОКА НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ДРОБЛЕНИЯ КАПЕЛЬ ВОДОУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА

ВВЕДЕНИЕ

Необходимо отметить, что на настоящее время существует ряд объективных причин, существенно тормозящих широкомасштабное использования угля в целях производства электрической энергии. Последнее обусловлено высокой антропогенной нагрузкой тепловых электрических станций. Это создает предпосылки к разработке и внедрению новых, так называемых «чистых» технологий сжигания угля. К последним относятся сжигание в циркулирующем кипящем слое, плазменная или микроволновая подсветка топливного факела и др. Одной из самых перспективных считается технология сжигания угля в виде водоугольного топлива [1]. Уже достоверно установлено, что при сжигании угля в составе водоугольной суспензии формируется значительно меньше оксидов серы и азота. Также необходимо отметить, существенные преимущества ВУТ перед углем в способе логистической организации транспортировки топлива с места добычи и подготовки к тепловым электростанциям. По результатам теоретических [2] исследований показано, что при сжигании водоугольного топлива эффективность передачи теплоты от внутрикотловой среды к теплоносителю значительно выше по сравнению с процессами сжигания угля.

Но несмотря на все преимущества водоугольных технологий, стоит отметить, что ВУТ имеет ряд значимых недостатков. Самым существенным из таковых считаются высокие значения времен задержки зажигания (до 30 секунд) типичных капель (с диаметром до 3 мм) водоугольного топлива [3]. По результатам проведенных экспериментальных исследований [4] установлено, что при обычных технологиях распыления ВУТ образуются, как правило, капли преимущественно с характерным размером в 1-5 мм. Времена задержки зажигания таких относительно крупных капель (даже при относительно высоких температурах внешней среды $T_{г} \geq 1273$ К) составляют от 5 до 15 секунд. На настоящее время разработаны технологии позволяющих существенно снизить значения времен задержки зажигания капель ВУТ. К первой группе относятся методы внедрения в состав водоугольных композиций, ускоряющих процесс высокорекреакционных добавок. К второй группе относятся технологии подсветки топливного факела микроволновым излучением или плазмой. Однако стоит отдельно выделить технологии, позволяющие существенно уменьшить характерный размер капель водоугольного топлива. Но надо сказать, что на настоящее время еще не разработано действующей надежной технологии распыления водоугольного топлива в топочном пространстве. Последнее скорее всего обусловлено тем, что до сих пор не разработано теории дробления капель ВУТ в потоке воздуха. В тоже время для разработки такой технологии необходимы знания о процессах дробления относительно крупных капель ВУТ при аэродинамическом воздействии для обоснования выбора рабочих параметров (давление, температура, скорость движения топливной смеси) и конструктивных (размеры и форма соплового аппарата) характеристик форсуночных устройств.

ЭКСПЕРИМЕНТ

Подготовка водоугольного топлива к экспериментам проводилась в соответствии с методикой [5]. На первом этапе крупнокусковой уголь дробился в шековой дробилке до характерного размера $d=20$ мм. Угольная крошка загружалась в шаровую мельницу и измельчалась до пылевидного состояния (характерный размер частиц ≈ 90 мкм). Такую угольную пыль помещали на вибрационное сито с размером ячейки 90 мкм и просеивали. Фракцию угля, оставшуюся на сите, повторно измельчалась в мельнице. После этого мелкодиспергированный уголь смешивали с водой и доводили до гомогенного состояния в гомогенизаторе. Обоснование выбора концентрации основных компонентов топлива проводили на основании критерия сохранения оптимальных эксплуатационных характеристик топлива (вязкость, теплота сгорания). Массовое соотношение в системе уголь/вода составляла от 0/100 до 55/45% (в зависимости от марки угля). В таблице 1 приведены основные характеристики базовых компонент топлива (угля и воды).

Таблица 1 – Основные характеристики компонентов топлива

Компонент	C_p Дж/(кг·К)	λ Вт/(м·К)	ρ кг/м ³	V^{daf} %	C_g %	Q МДж/кг
Уголь Т	1000	0,134	1340	15,9	90	36,6
Уголь Б	1150	0,151	1200	48	34	30,2
Уголь А	928	0,149	1307	9	95	42,2
Уголь Д	1150	0,116	1253	46	76	38,2
Вода	4190	0,56	1000	-	-	-

Экспериментальные исследования проводились на стенде, схема которого приведен на рисунке 1. Основная часть экспериментального стенда - плоское специально профилированное сопло. Сечение последнего на входном участке представляло собой прямоугольник с характерными размерами 350x20 мм. В выходном участке сопла сечение – квадрат с размером стороны 20 мм. Длина соплового канала: $L=180$ мм. Сопло рассчитывалось в соответствии с методикой, приведенной в [5].

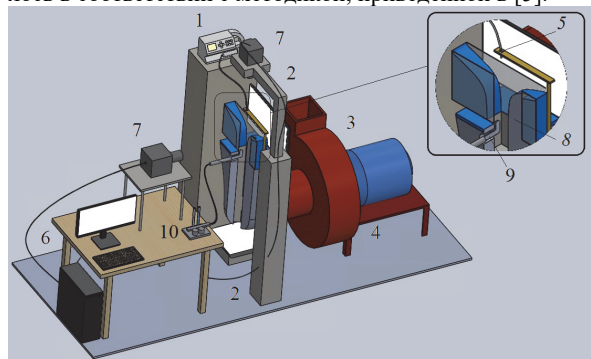


Рис. 1. Экспериментальный стенд: 1 - инфузионный шприцевой насос Mindray BeneFusion SP3, 2 - источник света, 3 - электродвигатель АДМ80И2У3, 4 - центробежный вентилятор ВЦ5, 5 - держатель со шприцом, 6 - персональный компьютер, 7 - высокоскоростная камера Evercam 1000 - 32М, 8 - сопло Витошинского, 9 - трубка Пито, 10 - дифференциальный манометр

Две стенки сопла были выполнены из прочного стекла, с одной стороны которого устанавливался источник монохроматической плоской световой волны. С обратной стороны была установлена высокоскоростная видеокамера. Также проводилась съемка процессов дробления каплей водоугольного топлива сверху высокоскоростной камерой, подключенной к высокопроизводительному ЭВМ.

На рисунке 2 приведены типичные кадры видеороликов в момент дробления каплей воды и водоугольного топлива в потоке воздуха. На рисунке 2 в строке I приведены кадры с установленной сбоку камеры, в строке II приведены кадры с верхней камеры. Можно отметить, что в момент дробления каплей размер последней существенно возрастает.

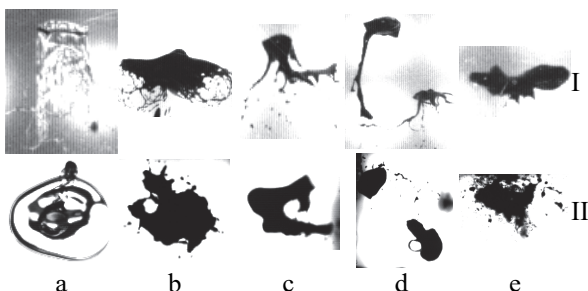


Рис. 2. Типичные кадры видеороликов в момент дробления каплей воды (столбец - а) и водоугольной суспензии (столбцы - б - j). Где: а – капля воды; б – капля ВУТ на основе угля марки А; с – капля ВУТ на основе угля Д; d – капля ВУТ на основе угля Т; e – капля ВУТ на основе угля Б. строка: I – вид с боковой стенки; II – вид с верхней камеры.

На рисунке 3 приведены зависимости критического числа Вебера ($We_{кр}$) от концентрации угольной компоненты в топливе при дроблении каплей ВУТ, выполненных на основе углей с существенно отличающейся степенью метаморфизма. Можно отметить, что для всех исследуемых каплей ВУТ зависимости $We_{кр}(\varphi)$ имеет характер типа «хоккейная клюшка». Такой вид зависимости показывает, что при переходе через значения $\varphi \approx 50\%$ скачкообразно меняются характеристики дробления каплей ВУТ. Последнее обусловлено тем, что в этих условиях частицы угля в суспензии начинают играть роль связующего материала, что приводит к существенному росту сил вязкости и сил поверхностного натяжения и, соответствующему изменению условий диспергирования капли.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты выполненных экспериментов показывают, что проанализированная технология дробления крупных каплей водоугольных суспензий может быть эффективной только для антрацитовых углей. Реализация такой технологии распыления для каменных углей с большим содержанием летучих и меньшим содержанием углерода и тем более бурых углей затруднена. В этом случае необходимо приложение других сил дополнительно (например, центробежных). Важным для практики является также вывод о том, что при реальных концентрациях угольной компоненты более 50%, реология водоугольных суспензий меняется кардинально, и при математическом моделировании процессов происходящих с каплями таких суспензий нельзя использовать модель обычной вязкой ньютоновской жидкости.

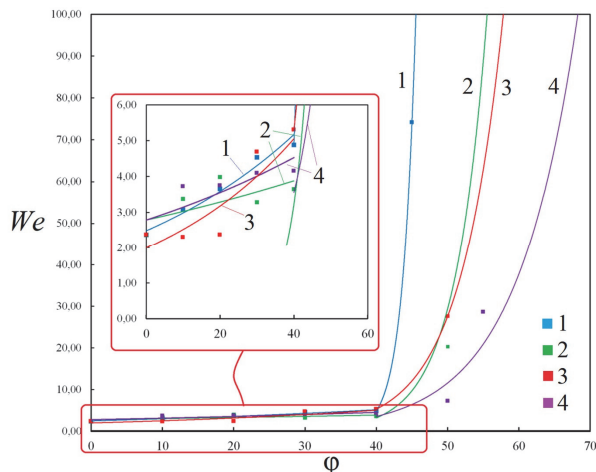


Рис. 3. Зависимость значений критического числа Вебера от концентрации угольной компоненты в топливной капле. 1 – капля водоугольного топлива на основе бурого угля; 2 – капля ВУТ на основе длиннопламенного угля; 3 – капля ВУТ на основе тощего угля; 4 – капля ВУТ на основе антрацита.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда РФФ (грант № 23 – 79- 10015).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Зола** и шлак при сжигании водоугольных суспензий / Бутылькова Т.Н., Деягин Г.Н. // Новые методы сжигания топлива и вопросы теории горения. – М.: Наука, 1969. – С.58-64.
2. **The efficiency** of heat transfer through the ash deposits on the heat exchange surfaces by burning coal and coal-water fuels / Syrodoy S. V., Kuznetsov G. V., Gutareva N. Yu., Salomatov V. V. // Journal of the Energy Institute. – 2018. – V. 91. – P. 1091-1101.
3. **Зажигание** капли композиционного жидкого топлива в вихревой камере сгорания / Валиуллин Т.Р., Вершинина К.Ю., Глушков Д.О., Стрижак П.А. // Современные проблемы теплофизики и энергетики: Материалы Международн. конф., - Москва, 9-11 окт. 2017. – Москва. 2017. - С.105-106
4. **Visualization** study on breakup modes of coal water slurry in an impinging entrained-flow gasifier / Zhicun Xue, Yan Gong, Qinghua Guo, Fuchen Wang, Guangsu Yu. // Fuel. – 2019. – V. 244. – P. 40-47.
5. **Дейч, М.Е.** Техническая газодинамика. Москва: Энергия, 1974. 592 с.

А.С. Федотов¹, М.А. Медведева², И.А. Зур³, А.В. Куц³, Я.Д. Галкин³,
 В.А. Чеховский³, Ю.А. Федотова³, А.А. Шии⁴, Ю.В. Шафаревич², С.А. Мовчан¹,
 Г.В. Мещеряков¹, А.А. Макаров¹, И.А. Балашов¹, В.Г. Сенкевич⁴, А. Галуза⁴,

¹Объединённый институт ядерных исследований,
 Дубна, 141980, Векслера, 6;

²Белорусский государственный университет,
 Республика Беларусь, Минск, 220030, Бобруйская, 11

³Научно-исследовательский институт ядерных проблем,
 Республика Беларусь, Минск, 220030, Независимости, 4;

⁴ООО Мультипрофильная лаборатория «АркоЛаб»,
 Республика Беларусь, Минск;

ТЕРМОСТАБИЛИЗАЦИЯ ЭЛЕКТРОНИКИ ROC УСТАНОВКИ MPD КОЛЛАЙДЕРА NICA

Ускорительный комплекс NICA (Nuclotron-based Ion Collider Facility) Объединённого института ядерных исследований (ОИЯИ, г. Дубна) – мега-сайенс проект по исследованию свойств материи и процессов столкновения и рождения новых частиц с последующими детектированием и идентификацией последних. В рамках работ по созданию NICA ведётся разработка установки MPD (Multi-Purpose Detector)[1] для детектирования продуктов столкновения высокоэнергетических пучков. В состав MPD входят субдетекторы TPC (Time-projection Chamber – времяпрелётная камера)[2] и электромагнитные калориметры ECal (Electromagnetic Calorimeter)[3]. Общая мощность электроники MPD превышает 1 МВт, поэтому в процессе её работы может происходить значительное выделение тепла как внутри, так и вне объёма установки, что может повлиять на точность детектирования событий. Детекторы TPC и ECal для компенсации тепловыделения оснащены водной системой охлаждения и термостабилизации.

Особенностью системы охлаждения и термостабилизации, разрабатываемой для MPD, является

её функционирование в режиме *leakless*. Данный режим требует поддержания давления ниже атмосферного, что предотвращает попадание воды на дорогостоящую детекторную электронику в случае нарушений целостности системы, но может спровоцировать кавитацию в области низких давлений. Стабильная работа системы обеспечивается через контроль температуры и расхода хладоносителя посредством трубчатых электронагревателей (ТЭН) и пневматических клапанов. При этом, режимы запуска, остановки, аварийной остановки, штатного функционирования и отладки включают в себя этапы динамической подстройки с помощью PID-регуляторов. Для обеспечения высокой точности детектирования событий в TPC необходимо добиться термостабилизации рабочей газовой смеси в пределах отклонения 0,1 К от средней температуры газа[4]. Это накладывает ограничения на однородность температурного поля оборудования, находящегося в прямом контакте с газовой смесью – педовой плоскости Read-out chamber (ROC) [5].

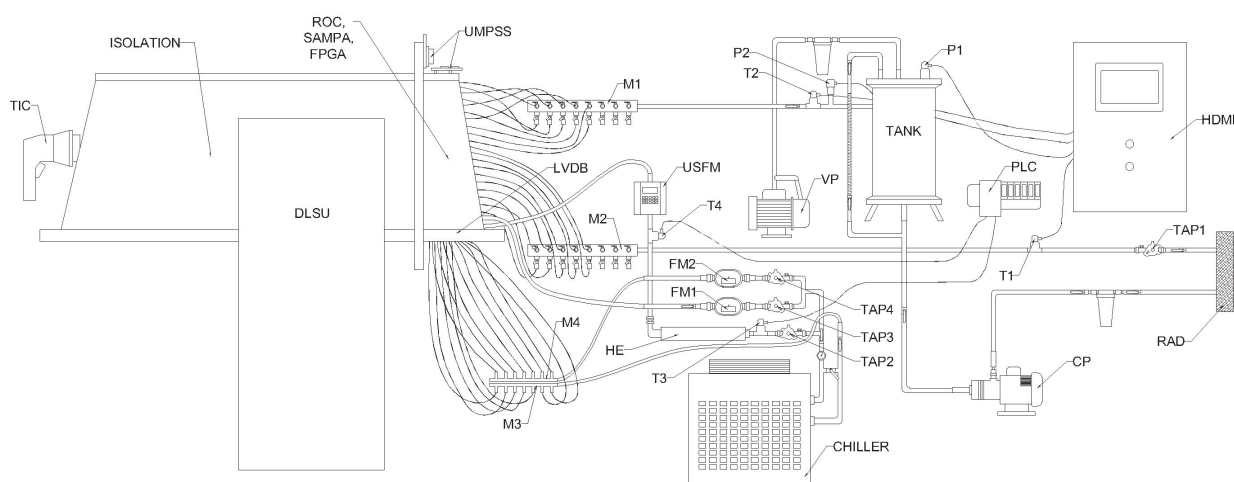


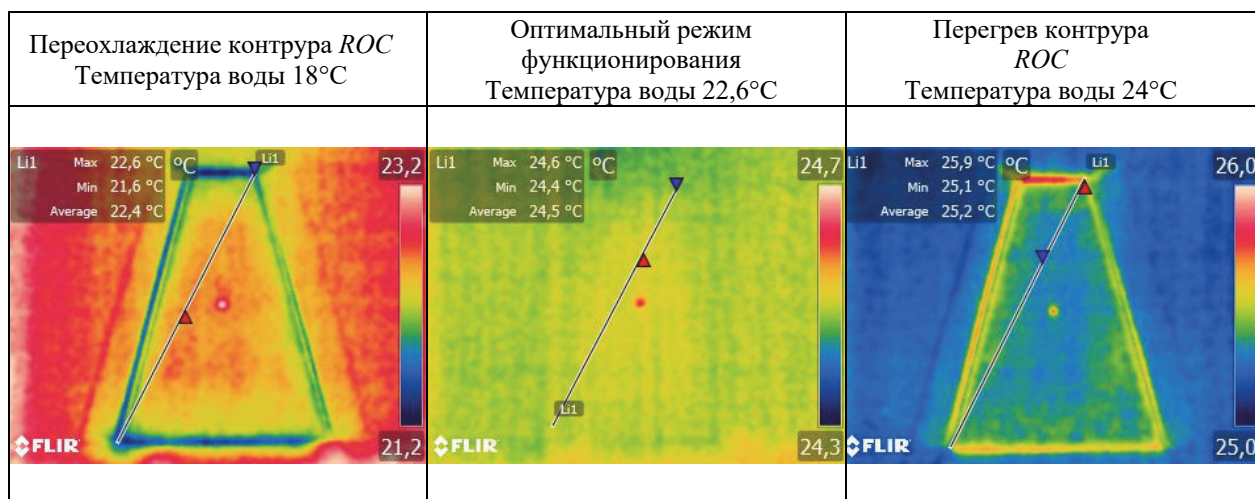
Рис.1. Схема экспериментального стенда. TIC – тепловизор, DLSU – система сбора данных Agilent 34970, TAP – балансировочные краны, VP – вакуумный насос, CP – циркуляционный насос, HDMI – шкаф электроники, FM – расходомеры, М – коллекторы, HE – нагревательные элементы

Таким образом, важную физическую задачу представляет термостабилизация пэдовой плоскости. Экспериментальное исследование проблемы термостабилизации пэдовой плоскости было проведено в Научно-исследовательском институте ядерных проблем (НИИ ЯП, г. Минск) на специально разработанной установке. Данный экспериментальный стенд позволил оценить тепловыделение в системе и построить расходонапорные характеристики при данных условиях эксперимента. Схема стенда представлена на рис. 1. Стенд представляет замкнутую гидродинамическую цепь и обеспечивает циркуляцию хладоносителя (воды) во всём диапазоне расхода (до 9.2 л/мин) как при атмосферном давлении в вакуумном баке, так и в режиме *leakless*.

Среди составляющих стенда стоит выделить следующие элементы:

- ТЭН с системой автоматического PID-регулирования по температуре для дополнительного нагрева хладоносителя, поступающего в контур корпуса камеры ROC;
- Вакуумный (VP) и циркуляционный (CP) насосы;
- охладитель воды (чиллер) для обеспечения расхода в контурах FPGA, LVDB (LVN9) и ROC и поддержания температуры хладоносителя в диапазоне 17 – 26°C, протекающего через радиаторы системы охлаждения FPGA;
- система датчиков давления, расхода (FM) и температуры;
- система балансировочных кранов (TAP) для достижения номинального расхода хладоносителя на каждом контуре;
- универсальная многоканальная система питания (Universal multichannel power supply system); содержит два 8-ми канальных модуля (8 Channel 8 V/12 A Full Floating Channel Board) CAEN A2551;
- герметичный короб для минимизации теплового контакта камеры ROC с атмосферным воздухом и повышения точности результатов бесконтактной пирометрии (измерения тепловизором);
- сенсорная HMI-панель, которая отображает показания установленных датчиков в данный момент времени, а также позволяет задавать номинальный расход в системе и частоту вращения лопастей циркуляционного насоса.

В результате серии экспериментов было выявлено, что уменьшение расхода хладоносителя может привести к увеличению вероятности кавитации в системе, в связи с этим более рациональным представляется регулирование интенсивности теплообмена посредством изменения температуры хладоносителя. При подаче хладоносителя различной температуры в контур корпуса ROC-камеры установлено, что при циркуляции воды с температурой 18,0°C поле температур характеризуется сильной неоднородностью и наблюдается переохлаждение периферийной части относительно центральной части пэдовой плоскости на величину $\approx -1,0$ °C. Увеличение температуры теплоносителя до 24,0°C и выше напротив приводит к перегреву периферийной части ($\approx +0,6$ °C). Экспериментально получено, что оптимальной температурой является 22,6°C – амплитуда температурных флуктуаций относительно средней линии не превышает величину $\approx 0,075$ °C. Пространственные распределения температуры полученные вдоль линии сканирования поверхности пэдовой плоскости представлены на рисунке 2.



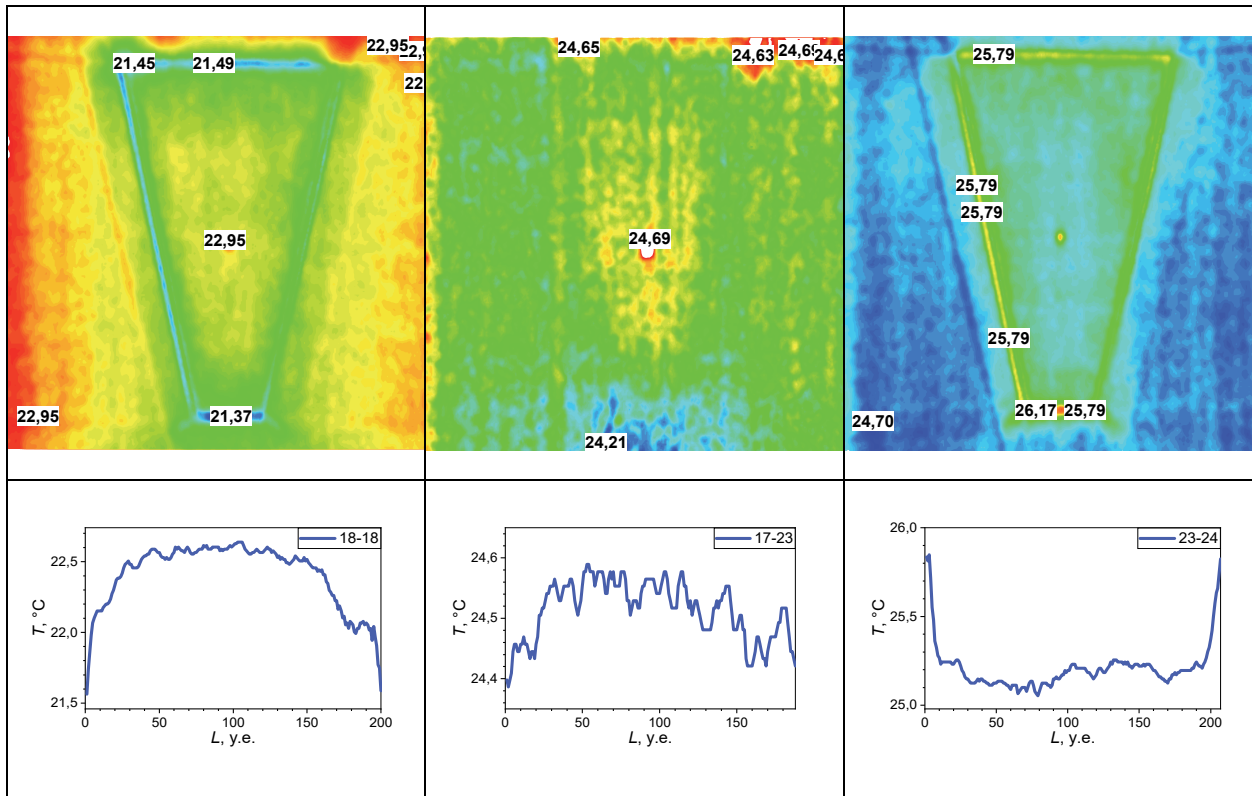


Рис. 2. Результаты пиromетрических измерений распределения температуры на пэдовой плоскости при различных температурах хладоносителя

Таким образом, экспериментально продемонстрирована возможность термостабилизации пэдовой плоскости фронтальной электроники детектора Time-projection Chamber установки MPD коллайдера NICA. Полученный результат позволит повысить точность определения координат событий прохождения элементарных частиц через газовый объем детектора.

Исследование проведено в рамках работ по контракту № 100-00627 от 16.12.2022 г. «Изготовление, поставка и монтаж систем термостабилизации и охлаждения детекторов TPC и ECAL установки MPD» между ОИЯИ и НИИ ЯП.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Abgaryan V.** et al. Status and initial physics performance studies of the MPD experiment at NICA // *Eur. Phys. J. A.* 2022. Vol. 58, № 7. P. 140.
2. **Averyanov A.** et al. TPC status for MPD experiment of NICA project // *J. Instrum.* 2017. Vol. 12, № 06. P. C06047–C06047.
3. **Semenov A.Yu.** et al. Electromagnetic calorimeter for MPD spectrometer at NICA collider // *J. Instrum.* 2020. Vol. 15, № 05. P. C05017–C05017.
4. **Alme J.** et al. The ALICE TPC, a large 3-dimensional tracking device with fast readout for ultra-high multiplicity events // *Nucl. Instrum. Methods Phys. Res. Sect. Accel. Spectrometers Detect. Assoc. Equip.* 2010. Vol. 622, № 1. P. 316–367.
5. **Cheremukhina G.** et al. Front-end electronics development for TPC detector in the MPD/NICA project // *J. Instrum.* 2017. Vol. 12, № 06. P. C06031–C06031.

ОСНОВНЫЕ ПРИНЦИПЫ РАЗРАБОТКИ МЕТОДОВ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ КИПЕНИИ

В докладе проведен анализ современного состояния в области разработки методов интенсификации теплообмена, управления экстремальными процессами тепломассопереноса при кипении и испарении в различных гидродинамических условиях, включая режимы при свободной конвекции, при струйном орошении, при пленочных течениях и в слоях жидкости, в том числе в поле массовых сил значительной интенсивности. Рассмотрены основные физические механизмы, определяющие во взаимосвязи значительную интенсификацию процессов тепло- и массопереноса, увеличение критического теплового потока в рассматриваемых режимах при использовании различных типов модификации теплоотдающей поверхности.

В рамках проводимого анализа обсуждается ряд последних результатов, полученных различными методами (микронаноструктурированные капиллярно-пористые покрытия, создаваемые плазменным методом, методом 3D-печати; металлические пены, композитные пористые поверхности и структуры; микродуговое оксидирование, метод микродеформируемой резки, нанесение сетчатых покрытий; методы создания контрастной смачиваемости, бифильные поверхности; электрохимические методы осаждения и создания покрытий; комбинированные методы), включая экспериментальные данные автора и его коллег ([1–6]).

В первом разделе анализируются возможные физические механизмы и факторы, ответственные за интенсификацию теплообмена при пузырьковом кипении в условиях свободной конвекции в зависимости от степени приближения к критическому тепловому потоку и типа жидкости. Обсуждаются вопросы специфики разработки методов повышения критического теплового потока с одновременной возможностью увеличения коэффициента теплоотдачи при пузырьковом кипении. Представлены результаты сравнения новых экспериментальных данных по теплоотдаче и критическому тепловому потоку при пузырьковом кипении различных жидкостей с разными законами тепловыделения на новых микроструктурированных капиллярно-пористых покрытиях, полученных методом направленного плазменного напыления и 3D-печати, на поверхностях, модифицированных электрохимическим методом, припаиванием пенных слоев или другими методами.

Во второй части доклада проведен сравнительный анализ эффективности теплообмена и данных по критическому тепловому потоку при пленочных течениях жидкостей и жидких смесей по вертикальным цилиндрам и горизонтальным трубам с

горизонтальной микротекстурой, ромбовидной огранкой, искусственной шероховатостью, с наноFLUX-, LbL- и другими коммерческими поверхностями, структурами, полученными с помощью деформируемой резки (МДР), микродугового метода оксидирования (МДО), сетчатыми покрытиями различной формы. Проведено сопоставление вышеуказанных результатов, полученных различными авторами для разных типов микроструктурированных поверхностей, с известными расчетными зависимостями для коэффициентов теплоотдачи и критического теплового потока. Обсуждаются особенности механизмов интенсификации теплообмена и увеличения критического теплового потока для условий теплообмена в стекающих жидких пленках в сравнении с режимами кипения в большом объеме жидкости и в слоях жидкости различной толщины. В докладе анализируются и недавно полученные новые результаты по влиянию коэффициента теплопроводности материала микроструктурированных капиллярно-пористых покрытий на эффективность теплообмена и критический тепловой поток при кипении различных жидкостей, в том числе, диэлектрических.

Рассмотрены перспективные и проблемные вопросы проведения исследований по разработке методов охлаждения современной электроники с высокими и сверхвысокими плотностями теплового потока. На основе проведенного обзора литературы показано, что существующий сегодня запрос на решение весьма актуальных проблем интенсификации теплообмена в двухфазных системах с фазовыми превращениями, включая кипение и испарение диэлектрических жидкостей в различных гидродинамических условиях, применительно к разработке систем охлаждения в микро- и силовой электронике является одним из мощных стимулов для развития данных исследований. В рамках данного рассмотрения сформулирован вывод о необходимости активного развития исследований, направленных на физическое обоснование и поиск эффективных теплообменных поверхностей, модифицированных различными методами, с учетом особенностей кипения в потоках жидкостей, глубоко недогретых до температуры насыщения, и при изменяющемся в широких пределах приведенном давлении.

Отмечается, что для надежного обоснования физических допущений, используемых, например, при разработке обсуждаемых в докладе моделей описания критического теплового потока, необходимы более глубокие и систематические исследования структуры двухфазного слоя у теплоотдаю-

щей поверхности, его постадийной эволюции при приближении к критическому тепловому потоку. Как следует из вышеприведенного анализа, в частности, является принципиально важным вопрос о нахождении зависимости относительной доли смоченной поверхности (с учетом нестационарного характера ее поведения при заданных значениях $q/q_{кр}$) от теплового потока при различных приведенных давлениях и варьировании смачивающих свойств теплоотдающей поверхности, теплопроводности и толщины стенки нагревателя. Не менее важными вопросами являются выявление закономерностей структурообразования, определения характерных пространственных и временных масштабов для эволюционирующего ансамбля микропленок в макрослое у теплоотдающей поверхности. Найдя ясные ответы на эти ключевые вопросы, мы получим необходимую, но недостающую в настоящее время, информацию для построения наиболее обоснованной и полной (с точки зрения многостадийности и многообразия реализации различных физических механизмов развития переходных процессов) теории кризисов при кипении жидкости, для разработки наиболее эффективных методов интенсификации теплообмена при кипении с использованием микро-наноструктурирования теплоотдающих поверхностей, в том числе, с иерархической структурой.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Развитие комбинированных пассивно/активных методов интенсификации теплообмена при кипении и испарении на основе целенаправленного управления потоками жидкости и паро/газовой среды на микро- и макромасштабах является магистральным направлением в исследованиях применительно к разработке современных технологий в энергетике, химической промышленности, в микро- и силовой электронике. Новейшие и перспективные достижения в материаловедении, позволяющие создавать все более совершенные, “умные” покрытия, модифицированные тепловыделяющие/теплопередающие поверхности с иерархической структурой, служат и будут служить реальной основой для создания высокоэффективных систем охлаждения, теплообменников различного назначения в целом ряде важнейших современных практических приложений: в электронике, при ожижении природного газа, в дистилляционных и абсорбционных технологиях, в энергетике, в криогенной, ракетной и авиационной технике.

Важнейшую роль в совершенствовании методов управления потоками пара и жидкости, процессами зародышеобразования центров парообразования, роста и эвакуации паровой фазы при высокоинтенсивных фазовых превращениях играют и будут играть развитие, комплексное применение современных методов экспериментального исследования с высокими пространственным и временным разрешениями (высокоскоростные видео- и термографическая регистрация параметров нестационарных

процессов, измерители распределения мгновенных локальных толщины пленок и микропленок жидкости, паросодержания, полей скорости жидкости на микромасштабе и т.д.).

Несмотря на весьма низкий, “малоэффективный” на сегодняшний день уровень предсказательной функции результатов теоретического моделирования процессов теплообмена и кризисных явлений при кипении и испарении (вследствие необходимости привлечения большого количества эмпирических и полуэмпирических параметров) требуется развитие теоретических методов динамики многофазных сред при интенсивных фазовых превращениях на уровне подмоделей (описание кинетики зародышеобразования на модифицированной с заданной морфологией поверхности; динамика, устойчивость границ смачивания, “микрорегионов” на существенно неизотермической поверхности, особенности структурообразования в пристенном двухфазном слое).

Тем не менее, и сегодня приходится констатировать, что в данной области исследований и в соответствующих технологиях физический эксперимент остается основным поставщиком новых достоверных знаний, средством тестирования, проверки новых идей и подходов, инструментом для получения контрольных точек для последующего практического использования различных методов интенсификации теплообмена и повышения критического теплового потока при кипении и испарении применительно к разработке современных и перспективных технологий.

Исследования выполнены при поддержке Российского научного фонда (грант № 23-19-00245).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Суртаев А.С., Сердюков В.С., Павленко А.Н. Нанотехнологии в теплофизике: теплообмен и кризисные явления при кипении // *Российские нанотехнологии*. 2016. Т. 11. № 11-12. С. 18–32.
2. Дедов А.В. Обзор современных методов интенсификации теплообмена при пузырьковом кипении // *Теплоэнергетика*. 2019. Т. 66. №. 12. С. 18–54.
3. Володин О.А., Печеркин Н.И., Павленко А.Н. Интенсификация теплообмена при кипении и испарении жидкостей на модифицированных поверхностях // *ТВТ*. 2021. Т. 59. № 2. С. 280–312.
4. Volodin O.A., Pavlenko A.N., Pecherkin, N.I. Heat Transfer Enhancement on Multilayer Wire Mesh Coatings and Wire Mesh Coatings Combined with Other Surface Modifications – A Review // *J. Eng. Thermophys.* 2021. V. 30. No. 4. P. 563–596.
5. Pavlenko A.N., Kuznetsov D. V. Development of Methods for Heat Transfer Enhancement During Nitrogen Boiling to Ensure Stabilization of HTS Devices // *Journal of Engineering Thermophysics*. 2021. Vol. 30. No. 4. P. 526–562.
6. Павленко А.Н., Жуков В.И., Швецов Д.А. Кризисные явления и интенсификация теплообмена при кипении и испарении в горизонтальных слоях жидкости // *Теплоэнергетика*. 2022. №. 11. С. 81-97.

ТЕПЛООБМЕН ПРИ КИПЕНИИ В ТОНКОМ СЛОЕ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЖИДКОСТИ HFE-7100 НА СЕТЧАТЫХ ПОКРЫТИЯХ

ВВЕДЕНИЕ

Диэлектрические жидкости применяются при иммерсионном охлаждении элементов микро- и силовой электроники. При допустимой температуре нагрева устройств $\sim 85^\circ\text{C}$ температура насыщения при атмосферном давлении для этих жидкостей составляет примерно $(30\text{--}65)^\circ\text{C}$. Для повышения коэффициента теплоотдачи (КТО) от тепловыделяющей стенки к жидкости при кипении эффективно применение различных покрытий. Среди различных покрытий, позволяющих интенсифицировать теплообмен при кипении, внимание многих исследователей привлекают сетчатые покрытия. При серийном производстве оборудования использование сеток обладает преимуществами по сравнению с другими технологиями: их просто монтировать, имеется широкий выбор микросеток с различными геометрическими характеристиками из различных материалов. Низкая стоимость производства сеток обеспечивает им конкурентные преимущества по сравнению с другими способами модификации теплоотдающих поверхностей.

Лю и др. в [1] исследовали характеристики кипения насыщенного метанола и насыщенного или переохлажденного HFE-7100 на гладкой поверхности ($80\text{ мм} \times 15\text{ мм}$) и на поверхности с однослойным сетчатым покрытием. Авторы получали кривые кипения HFE-7100, в том числе при пленочном кипении для поверхности с сетчатым покрытием. Лю и др. показали, что сетчатые покрытия в два-четыре раза увеличивают КТО для кипения в большом объеме при низких тепловых потоках, но при высоких тепловых потоках даже уменьшают КТО. Наличие сетчатых покрытий, в соответствии с представленными ими опытными данными, также уменьшает и критический тепловой поток (КТП).

Кроме сеток, изготовленных переплетением проволоки, исследуются сетки, полученные другими способами, например, многослойные градиентные сеточные покрытия [2] и сетки с модернизированной поверхностью [3].

В [4] сеточные структуры изготавливались с помощью технологии 3D-печати SLM-методом. Параметры структур точно контролировались, чтобы детально исследовать их влияние на теплообмен. В качестве материала сеток использовалась нержавеющая сталь. В ходе экспериментов было получено, что значения КТО при кипении воды уменьшались по сравнению с поверхностью без покрытия с увеличением размера ячеек сетки. При

этом сетки с размерами ячеек от 0.9 мм до 1.3 мм обеспечивали более высокие значения КТП. При варьировании толщина и размера ячеек данных структурных покрытий наблюдалась более сложная закономерность интенсификации теплообмена.

Проявление в ячейках сеток эффекта подсасывания жидкости, обусловленного капиллярным давлением, отмечалось еще в работе Толубинского и др. [5]. В данной работе Толубинским было показано, что увеличение значений КТП при низких давлениях было обусловлено сложной деформацией профиля менисков жидкости в порах сетчатых структур.

В обзоре [6] приведен обширный анализ применения сетчатых покрытий для интенсификации теплообмена и увеличения КТП при кипении различных жидкостей.

Целью данной работы является исследование теплообмена при кипении в тонком горизонтальном слое диэлектрической жидкости HFE-7100 на поверхности с однослойными сеточными покрытиями, изготовленными из нержавеющей стали и меди, при различных давлениях.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

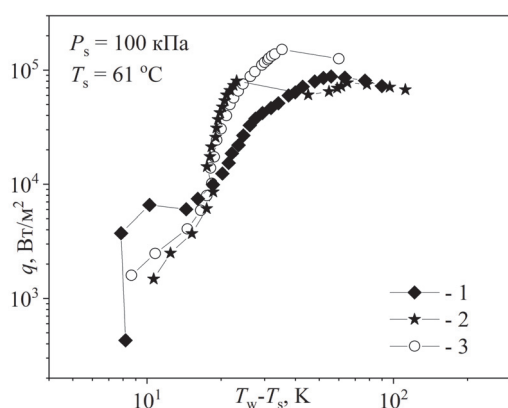
Детальное описание экспериментального стенда приведено в [7]. Рабочая камера выполнена в виде цилиндрического сосуда из стали 12X18H10T с толщиной стенок 1 мм, внутренним диаметром 120 мм и высотой 300 мм. Нагрев днища рабочей камеры осуществляется электронагревателем с мощностью 3 кВт. Для измерения плотности теплового потока в днище сбоку на различной высоте просверлено 5 отверстий диаметром 1.5 мм, в которые вставляются в нержавеющих капиллярах медь – константановые термопары. Тепловой поток рассчитывается по уравнению Фурье из температурного градиента, измеренного вдоль центральной линии верхней части дна, с использованием линейной аппроксимации выходного сигнала пяти термопар. Расчетная ошибка определения теплового потока составляет около $\pm 16\%$ при тепловом потоке $q = 10^3\text{ Вт/м}^2$, около $\pm 10\%$ при $q = 10^4\text{ Вт/м}^2$ и $\pm 6\%$ при $q = 10^5\text{ Вт/м}^2$. Температуру поверхности T_w определяли по показаниям термопары, находившейся под поверхностью нагрева, с учетом измеренного температурного градиента. Общая погрешность измерения температуры поверхности составляет около $\pm 0,8^\circ\text{C}$ при тепловых потоках $q \sim 10^5\text{ Вт/м}^2$.

В качестве рабочей жидкости использовался метоксинонафторбутан (HFE-7100) $C_4F_9OCH_3$. Температура насыщения HFE-7100 при 100 кПа составляет 61°C, при 50 кПа 41°C. Высота слоя жидкости 10 мм.

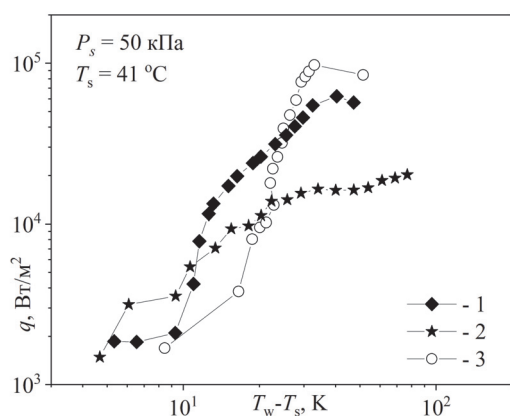
В работе использовались сетки (mesh 80) из нержавеющей стали и из меди с размером ячеек 0,194 мм и диаметром проволоки 0,132 мм.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

На рис. 1 а, б представлены результаты экспериментов при давлениях 100 кПа и 50 кПа. Результаты на сетчатых покрытиях из меди и из нержавеющей стали сравнивались с данными, полученными на поверхности без покрытий.



(а)



(б)

Рис. 1. Кривые кипения, полученные в слое HFE-7100 высотой 10 мм при различных давлениях: 1 – сетчатое покрытие из меди (mesh 80); 2 – сетчатое покрытие из нержавеющей стали (mesh 80); 3 – поверхность без сеток.

Наибольшая интенсификация теплоотдачи была достигнута при пониженном давлении 50 кПа

вплоть до значений плотности теплового потока $q = 4 \cdot 10^4$ Вт/м² на покрытии из медной сетки.

Видно, что при давлении 100 кПа, на сетчатых покрытиях из стали и из меди значения КТП практически одинаковы. На покрытии из нержавеющей стали результаты по теплоотдаче вплоть до теплового потока $q \sim 10^5$ Вт/м² слабо отличались от результатов, полученных на поверхности без покрытия. При повышении тепловой нагрузки для сетчатого покрытия из нержавеющей стали наблюдалось резкое увеличение разности температур при переходе на следующий стационарный режим.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполнено исследование теплообмена на покрытии из однослойных гладких сеток, изготовленных из нержавеющей стали и из меди. Получена интенсификация теплоотдачи на поверхности с покрытием по сравнению с поверхностью без сеток при низких тепловых потоках и ухудшение интенсивности теплоотдачи при высоких тепловых потоках. Полученные при кипении в горизонтальных слоях жидкости экспериментальные результаты находятся в соответствии с опытными данными [1], полученными в условиях пузырькового кипения в большом объеме.

Исследования выполнены при поддержке Российского научного фонда (Грант № 23-19-00245)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Liu J.W., Lee D.J., Su A. Boiling of Methanol and HFE-7100 on Heated Surface Covered with a Layer of Mesh // *Int. J. Heat Mass Transfer*. 2001. V. 44. №. 1. P. 241–246.
2. Zhang S., Jiang X., Li Y., Chen G., Sun Y., Tang Y., Pan C. Extraordinary Boiling Enhancement Through Micro-Chimney Effects in Gradient Porous Micromeshes for High-Power Applications // *Energ. Convers. Manage.* 2020. V. 209. P. 112665.
3. Zhang S., Chen G., Jiang X., Li Y., Shah S.W.A., Tang Y., Wang Z., Pan C. Hierarchical gradient mesh surfaces for superior boiling heat transfer // *Applied Thermal Engineering*. 2023. V. 219. P. 119513.
4. Zhang C., Zhang L., Xu H., Li P., Qian B. Performance of pool boiling with 3D grid structure manufactured by selective laser melting technique // *Int. J. Heat Mass Transfer*. 2019. V. 128. P. 570–580.
5. Толубинский В.И., Антоненко В.А., Островский Ю.Н., Шевчук Е.Н. Предельные плотности теплового потока при испарении жидкости в капиллярах фитилей низкотемпературных тепловых труб // *ТВТ*. 1980. Т. 18. № 2. С. 367–373.
6. Volodin O.A., Pavlenko A.N., Pecherkin, N.I. Heat Transfer Enhancement on Multilayer Wire Mesh Coatings and Wire Mesh Coatings Combined with Other Surface Modifications – A Review // *J. Eng. Thermophys.* 2021. V. 30. №. 4. P. 563–596.
7. Zhukov V.I., Pavlenko A.N., Shvetsov D.A. The effect of pressure on heat transfer at evaporation/boiling in horizontal liquid layers of various heights on a microstructured surface produced by 3D laser printing // *Int. J. Heat and Mass Transfer*. 2020. V. 163. P. 120488.

О ВОЗМОЖНОСТИ ОБЪЕМНОЙ КОНДЕНСАЦИИ ПРИ ИНТЕНСИВНОМ ИСПАРЕНИИ С МЕЖФАЗНОЙ ПОВЕРХНОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

Известно [1,2], что при интенсивном испарении с поверхности конденсированной фазы пар, движущийся от межфазной границы, является пересыщенным. В связи с этим актуальной задачей является исследование взаимодействия процессов интенсивного испарения и объемной конденсации пара вблизи межфазной поверхности. Целью настоящей работы является анализ интенсивного испарения с межфазной поверхности для оценки возможности объемной конденсации образующегося пара.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Анализ испарения на межфазной поверхности в существенно неравновесных условиях выполнен путем численного решения кинетического уравнения Больцмана (КУБ). Рассматривалась следующая постановка задачи. Область, занятая паром, ограничена двумя бесконечными плоскими поверхностями («горячей» и «холодной»), на которых возможны процессы испарения и конденсации.

В связи со сложностью решения уравнения Больцмана рассматривалась одномерная задача, а движение межфазных поверхностей и возможные отклонения их формы от плоскости не учитывались. До начала рассматриваемого процесса температуры поверхностей одинаковы и равны заданной величине T_x , пар находится в состоянии насыщения при этой температуре. В начальный момент времени температура «горячей» поверхности мгновенно увеличивается до заданного значения T_* , и на этой поверхности начинается испарение. Расчет прекращался после того, как вызванное испарением возмущение в паре доходит до «холодной» межфазной поверхности.

Использование такого подхода позволило провести расчеты для большего количества вариантов исходных данных, так как численное решение уравнения Больцмана требует достаточно больших затрат времени даже при использовании современной вычислительной техники, при этом основные затраты времени связаны с расчетом пятикратного интеграла столкновений.

Уравнение Больцмана решалось в одномерной нестационарной постановке [3]:

$$\frac{\partial F}{\partial t} + \xi_x \frac{\partial F}{\partial x} = J(F) \quad (1)$$

где f – функция распределения, t – время, x – координата, ξ_x – проекция скорости молекулы на ось x , J – интеграл столкновений, при расчете которого считалось, что молекулы взаимодействуют как твердые упругие шары. При численном решении КУБ использовалась схема расщепления по физическим процессам [4], для расчета интеграла столкновений использовался консервативный метод [5]. Макропараметры пара (плотность, поток массы, давление и температура) определяются как моменты функции распределения [3].

2. РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ АНАЛИЗ

Результаты представлены в безразмерном виде, безразмерные параметры определялись следующим образом:

$$\begin{aligned} T^* &= T/T_x, \quad p^* = p/p_s(T_x), \\ x^* &= x/\langle l_x \rangle, \quad t^* = t\sqrt{RT_x}/\langle l_x \rangle \end{aligned} \quad (2)$$

Здесь $\langle l_x \rangle$ – длина свободного пробега молекул насыщенного пара при температуре «холодной» поверхности. Следует отметить, что пространственный и временной масштабы обезразмеривания при давлениях, близких к атмосферному, могут быть очень малы. Например, для воды при атмосферном давлении это величины имеют порядок 10^{-8} м и 10^{-10} с соответственно. Тогда при числе Кнудсена 0,004 возмущение, вызванное повышением температуры «горячей» поверхности, доходит до «холодной» поверхности за время порядка 10^{-8} с. Очевидно, что за такое время объемная конденсация не успеет произойти.

Расчеты проводились для различных веществ при различных значениях начальной температуры и отношения температур «горячей» и холодной поверхностей. Качественно результаты для различных исходных данных не отличаются, для примера на рис. 1 и 2 показаны зависимости давления и температуры от координаты в различные моменты времени для воды при температуре «холодной» поверхности 273,15 К и отношении температур поверхностей $T_*/T_x = 1,1$. Давление пара в области между «горячей» межфазной поверхностью и фронтом возмущения почти постоянно, за исключением слоя Кнудсена вблизи межфазной поверхности, безразмерная толщина которого близка к 10. Вблизи «горячей» поверхности температура понижается, что создает условия для пересыщения пара и его объемной конденсации.

На рис. 3 и 4 показаны зависимости температуры и степени пересыщения (отношение давления пара к давлению насыщения при его температуре) от времени при $x^* = 5$ для воды при различных значениях T_x и $T_0/T_x = 1,1$. При других значениях координаты зависимости выглядят аналогично со сдвигом по времени. Видно, что с понижением начальной температуры степень пересыщения пара увеличивается. Вместе с очевидным выводом о росте степени пересыщения с увеличением значения T_0/T_x за счет роста интенсивности испарения это позволяет сделать следующий вывод: для каждой начальной температуры существует минимальное значение T_0/T_x , которое обеспечивает достаточное для интенсивного образования зародышей пересыщение.

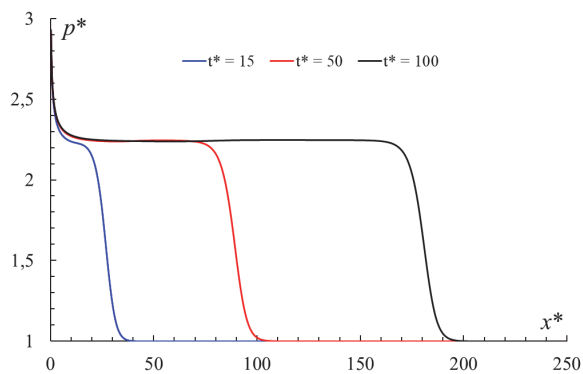


Рис. 1. Зависимость давления от координаты в различные моменты времени (вода, $T_x = 273,15$ К, $T_0/T_x = 1,1$)

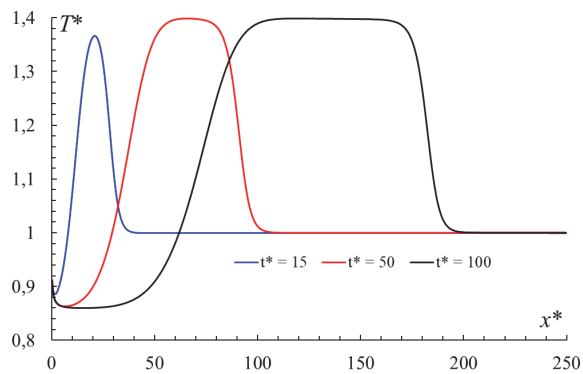


Рис. 2. Зависимость температуры от координаты в различные моменты времени (вода, $T_x = 273,15$ К, $T_0/T_x = 1,1$)

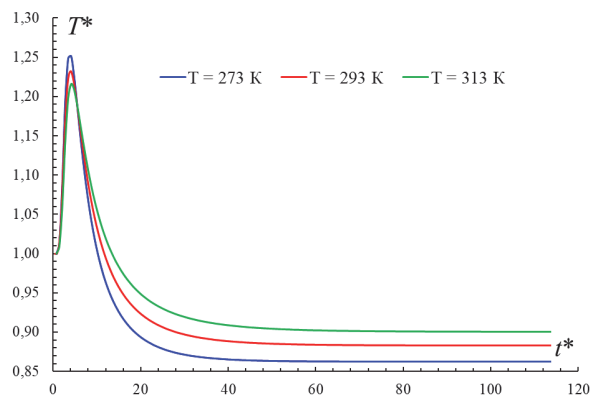


Рис. 3. Зависимость температуры от времени при $x^* = 5$ для различных значений T_x (вода, $T_0/T_x = 1,1$)

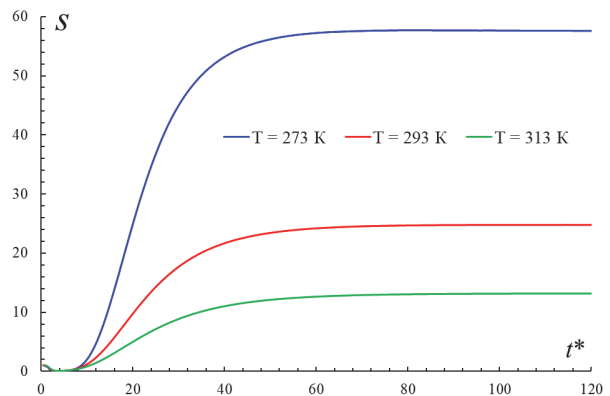


Рис. 4. Зависимость температуры от времени при $x^* = 5$ для различных значений T_x (вода, $T_0/T_x = 1,1$)

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученные результаты численного решения кинетического уравнения Больцмана могут быть использованы в качестве начального приближения для итерационного подхода к расчетному исследованию объемной конденсации при интенсивном испарении с межфазной поверхности. В рамках данного подхода нулевой итерацией является решение задачи об интенсивном испарении без учета возможной объемной конденсации образовавшегося пара, а первой итерацией – расчет объемной конденсации с использованием полученных зависимостей температуры и степени пересыщения от времени (см. рис. 3 и 4). Вторая итерация предполагает решение кинетического уравнения Больцмана с учетом найденных параметров конденсационного аэрозоля и теплового эффекта объемной конденсации.

Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда, проект 22-19-00044.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Labuntsov D.A., Kryukov A.P.** Analysis of intensive evaporation and condensation // *Int. J. Heat Mass Transfer*. 1979. Vol. 22. P. 989–1002.
2. **Анисимов С.И., Имас Я.А., Романов Г.С., Ходыко Ю.В.** Действие излучения большой мощности на металлы. М.: Наука, 1970.
3. **Коган М.Н.** Динамика разреженного газа. М.: Наука, 1967.
4. **Аристов В.В., Черемисин Ф.Г.** Прямое численное решение кинетического уравнения Больцмана. М.: Вычислительный центр РАН, 1992
5. **Ф.Г. Черемисин.** Консервативный метод вычисления интеграла столкновений Больцмана // *Доклады Академии наук*. 1997. Т. 357. № 1. С. 53–56.

Д.А. Швецов¹, А.Н. Павленко¹, В.И. Жуков^{1,2}

¹ Институт теплофизики им. С.С. Кутателадзе СО РАН,
630090, Россия, Новосибирск, пр. Лаврентьева, 1

² Новосибирский государственный технический университет,
630073, Россия, Новосибирск, пр. К. Маркса, 20

ТЕПЛООБМЕН ПРИ КИПЕНИИ В СЛОЯХ ОРГАНИЧЕСКИХ ЖИДКОСТЕЙ НА 2-D МОДУЛИРОВАННЫХ ПОРИСТЫХ ПОКРЫТИЯХ

ВВЕДЕНИЕ

Быстрое развитие технологий во многих отраслях промышленности предъявляет все более высокие требования к управлению тепловыми потоками в различных устройствах. Кипение позволяет отводить высокие плотности теплового потока при низкой разнице температур между горячей поверхностью и охлаждающей средой.

Модификация поверхности нагрева дает возможность существенно уменьшить температурный напор и увеличить критический тепловой поток, делая способ охлаждения в режиме кипения намного более эффективным и безопасным. В последние годы благодаря развитию аддитивной технологии 3-D печати (селективное лазерное плавление/спекание SLM/SLS) появилась возможность создания микроструктурированных капиллярно-пористых покрытий с практически любой заданной формой. Весьма перспективными с точки зрения повышения коэффициента теплоотдачи и критического теплового потока являются 2-D модулированные капиллярно-пористые покрытия [1, 2]. Применение режима кипения в тонких слоях жидкости на модифицированных поверхностях позволяет уменьшить расход теплоносителя и снизить массогабаритные характеристики теплообменных аппаратов [3].

Целью данной работы является исследование теплообмена при кипении в тонких горизонтальных слоях диэлектрической жидкости HFE-7100 и н-додекана на 2-D модулированных пористых покрытиях с различной длиной волны модуляции.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

Детальное описание экспериментального стенда приведено в [4]. Рабочая камера выполнена в виде цилиндрического сосуда из стали 12Х18Н10Т с толщиной стенок 1 мм, внутренним диаметром 120 мм и высотой 300 мм. Нагрев дна рабочей камеры осуществляется электронагревателем с мощностью 3 кВт. Тепловой поток рассчитывается по уравнению Фурье из температурного градиента, измеренного вдоль центральной линии верхней части дна, с использованием линейной аппроксимации выходного сигнала пяти медь – константановых термопар. Расчетная ошибка определения теплового потока составляет около $\pm 16\%$ при тепловом потоке $q = 10^3$ Вт/м², около $\pm 10\%$ при $q = 10^4$ Вт/м² и $\pm 6\%$ при $q = 10^5$ Вт/м². Температуру поверхности T_w определяли по показаниям термо-

пары, находившейся под поверхностью нагрева, с учетом измеренного температурного градиента. Общая погрешность измерения температуры поверхности составляет около $\pm 0.8^\circ\text{C}$ при тепловых потоках $q \sim 10^5$ Вт/м².

По аддитивной SLM/SLS технологии 3D-печати [4, 5] были изготовлены два покрытия из бронзы с длиной волны модуляции $\lambda_{m1} = 3.5$ мм (образец 1) и $\lambda_{m2} = 1.7$ мм (образец 2) (рис. 1). В работе были рассмотрены регулярные структуры с синусоидальной зависимостью локальной толщины покрытия от поперечной координаты. Теплопроводность материала покрытия $\lambda \approx 89$ Вт/(м·К) [6]. Пористость $\varepsilon = 44\%$. Максимальная высота гребней $\delta = 550$ мкм, минимальная высота $\delta_0 = 50$ мкм.

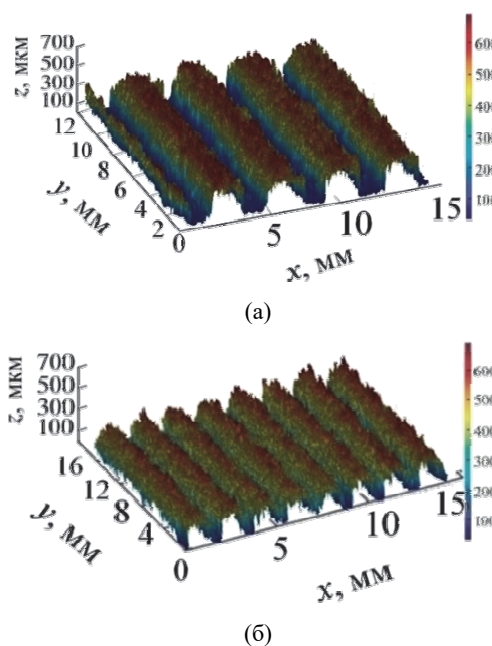


Рис. 1. 3D-профилограммы капиллярно-пористых покрытий: (а) – образец 1; (б) – образец 2.

В качестве рабочих жидкостей использовались широко применяемая в современных системах охлаждения микро- и силовой электроники метоксинонафторбутан (HFE-7100) $\text{C}_4\text{F}_9\text{OCH}_3$ и н-додекан, моделирующий процессы испарения/кипения вакуумных масел [7]. В таблице 1 представлены параметры жидкостей при заданных давлениях: капиллярная постоянная l_c , критерий Прандтля Pr и критический радиус зародыша при $\Delta T = 10$ К. Из таблицы 1 видно, что HFE-7100 и н-додекан при заданных давлениях насыщения обладают близкими теплофизическими свойствами.

Таблица 1. Сравнение свойств жидкостей

Жидкость	HFЕ-7100	н-додекан
Давление насыщения P_s , кПа	50	20
Приведенное давление P_s/P_{cr}	$2.2 \cdot 10^{-2}$	$1.1 \cdot 10^{-2}$
Температура насыщения T_s , °С	41	158.3
Капиллярная постоянная l_σ , мм	0.9	1.46
Критерий Прандтля Pr	10.2	7
Критический радиус R_{cr} , мкм	1.34	4.1

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

На рис. 2 представлено сравнение данных, полученных с использованием слоя HFЕ-7100 высотой 6.0 мм ($h/l_\sigma = 6.66$) и слоя н-додекана высотой 10.0 мм ($h/l_\sigma = 6.84$) на поверхности без покрытий и образцах капиллярно-пористых покрытий.

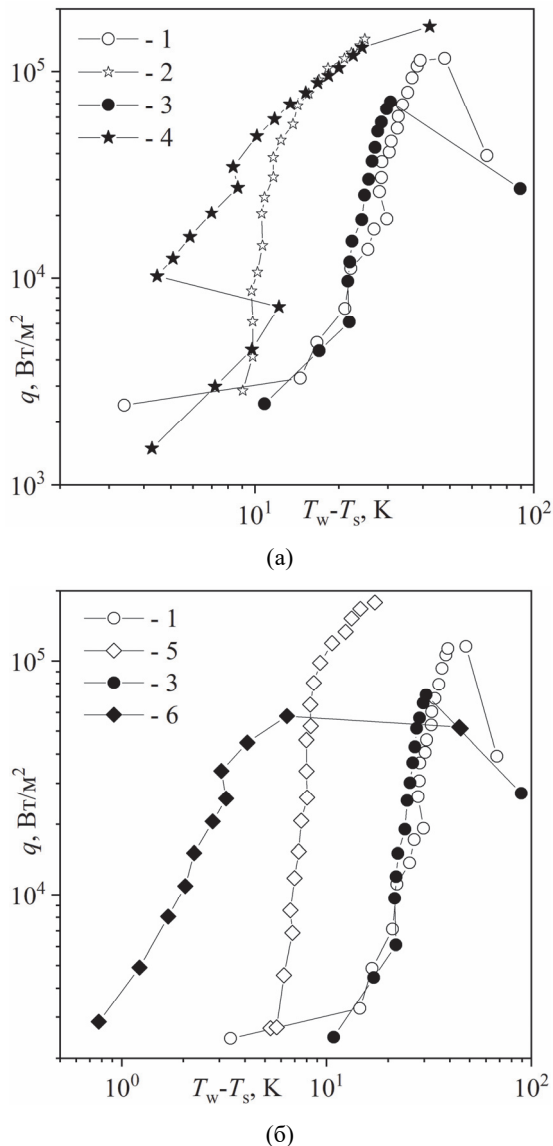


Рис. 2. Сравнение данных, полученных с использованием HFЕ-7100 (слой 6.0 мм ($h/l_\sigma = 6.66$), $P_s = 50$ кПа) и н-додекана (слой 10.0 мм ($h/l_\sigma = 6.84$), $P_s = 20$ кПа): (а) – поверхность без покрытий и образец 1, (б) – поверхность без покрытий и образец 2. Цифровые обозначения: н-додекан 1 – без покрытий, 2 – образец 1, 5 – образец 2; HFЕ-7100 3 – без покрытий, 4 – образец 1, 6 – образец 2.

Из рис. 2 видно, что на всех образцах 2-D модулированных капиллярно-пористых покрытий происходит значительная интенсификация теплообмена по сравнению с поверхностью без покрытий. Количественные соотношения между значениями температурного напора в слоях HFЕ-7100 и н-додекана отличаются, но общая тенденция сохраняется: на образце 2 с длиной волны модуляции $\lambda_{m2} = 1.7$ мм значения температурного напора ниже, чем на образце 1 с $\lambda_{m1} = 3.5$ мм.

При близких значениях относительной высоты слоя h/l_σ критические тепловые потоки, полученные на поверхности без покрытий и на образце 2, у HFЕ-7100 ниже, чем у н-додекана. В соотношении $\alpha \sim q^m$ для исследованных жидкостей на поверхности без покрытий степень m отличаются слабо ($m \sim 0.75$ для н-додекана и $m \sim 0.85$ для HFЕ-7100). На образцах покрытий $m \sim (0.36-0.41)$ для HFЕ-7100, а для н-додекана $m \sim (0.83-0.87)$.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполнено исследование теплообмена при кипении на 2-D модулированных капиллярно-пористых покрытиях. На образце с длиной волны модуляции $\lambda_{m2} = 1.7$ мм получена наибольшая интенсификация теплообмена по сравнению с поверхностью без покрытий для всех исследованных жидкостей.

Исследования выполнены при поддержке Российского научного фонда (Грант № 23-19-00245)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Liter S.G., Kaviany M.** Pool-boiling CHF enhancement by modulated porous-layer coating: theory and experiment // Int. J. Heat Mass Transfer. 2001. Vol. 44. № 22. P. 4287–4311.
2. **Min D.H., Hwang G.S., Usta Y., Cora O.N., Koc M., Kaviany M.** 2-D and 3-D modulated porous coatings for enhanced pool boiling // Int. J. Heat Mass Transfer. 2009. Vol. 52. P. 2607–2613.
3. **Павленко А.Н., Жуков В.И., Швецов Д.А.** Кризисные явления и интенсификация теплообмена при кипении и испарении в горизонтальных пленках жидкости // Теплоэнергетика. 2022. № 11. С. 1–18.
4. **Zhukov V.I., Pavlenko A.N., Shvetsov D.A.** The effect of pressure on heat transfer at evaporation/boiling in horizontal liquid layers of various heights on a microstructured surface produced by 3D laser printing // Int. J. Heat Mass Transfer. 2020. V. 163. P. 120488.
5. **Бессмельцев В.П., Павленко А.Н., Жуков В.И.** Разработка технологии создания структурированных капиллярно-пористых покрытий методом 3D-печати для интенсификации теплообмена при кипении // Автометрия. 2019. Т. 55. №. 6. С. 25–35.
6. **Осинцев О.Е., Федоров В.Н.** Медь и медные сплавы. Отечественные и зарубежные марки: справочник. М.: Машиностроение, 2004. 336 с.
7. **Brester A.E., Shvetsov D.A., Zhukov V.I., Pavlenko A.N.** Heat Transfer during Evaporation/Boiling of Horizontal Layers of Liquid at Low Pressure // Journal of Engineering Thermophysics. 2023. V. 32. №. 3 P. 415–454.

ГИДРОДИНАМИКА И ТЕПЛОМАССОБМЕН ПРИ ФАЗОВЫХ ПЕРЕВРАЩЕНИЯХ В МАЛОРАЗМЕРНЫХ СИСТЕМАХ

ВВЕДЕНИЕ

Последние разработки в области теплообменных аппаратов для сжижения природного газа, систем охлаждения теплонапряженного оборудования и возобновляемых источников энергии показывают необходимость детального изучения процессов теплопереноса в малоразмерных системах [1]. Например, появление высокопроизводительных компьютерных процессоров и больших центров обработки данных привело к значительному увеличению локализованного тепловыделения, существующие системы, основанные воздушном и жидкостном охлаждении, не позволяют эффективно рассеивать выделяемое тепло [2]. В этих условиях применение двухфазных малоразмерных систем, использующих скрытую теплоту фазового перехода, становится определяющей технологией охлаждения. В данной работе представлены результаты исследований гидродинамики и процессов теплообмена при фазовых превращениях в малоразмерных системах, направленные на установление механизмов рассматриваемых процессов, разработку методов их интенсификации и методов расчета процессов в компактных теплообменных аппаратах.

1. ГИДРОДИНАМИКА И ТЕПЛОМАССОБМЕН В КОМПАКТНЫХ АППАРАТАХ

Представлены новые результаты в области капиллярной гидродинамики и процессов теплообмена при кипении, испарении и конденсации в каналах пластинчато-ребристых теплообменников, используемых в системах сжижения природного газа. Особенностью работы таких теплообменников являются малые температурные напоры и массовые скорости. Экспериментально установлены характеристики газожидкостных течений в прямоугольных каналах малого размера. Определена локальная структура восходящего и опускающего течений, построены карты режимов течения, проведено их обобщение, установлены условия образования сверхтонких пленок жидкости. Определены физические механизмы, предложены методы управления процессами теплообмена при испарении и конденсации в каналах компактных теплообменников, методы расчета теплообмена, учитывающие наличие сверхтонкой пленки жидкости, контактной линии смачивания и сухих пятен. Получено, что направленная деформация поверхности пленки жидкости капиллярными силами и интенсификация теплообмена в окрестности контактной линии приводят к значительному увеличению коэффициентов

теплоотдачи, численно установлено влияние сухих пятен и интенсификации теплообмена в окрестности контактной линии на коэффициенты теплоотдачи при испарении. Наиболее интересным полученным результатом является степень интенсификации теплообмена при нанесении наклонной структуры и перфорации на поверхность плоских ребер. На рис. 1 приведено сравнение коэффициентов теплоотдачи для конденсации моделирующего фреона R-21 на перфорированных ребрах с наклонной структурой и плоских ребрах из [3]. Как видно, нанесение текстуры и перфорации на поверхность ребер значительно интенсифицирует теплообмен и увеличивает коэффициенты теплоотдачи при конденсации примерно в 2 раза во всем диапазоне массовых паросодержаний x .

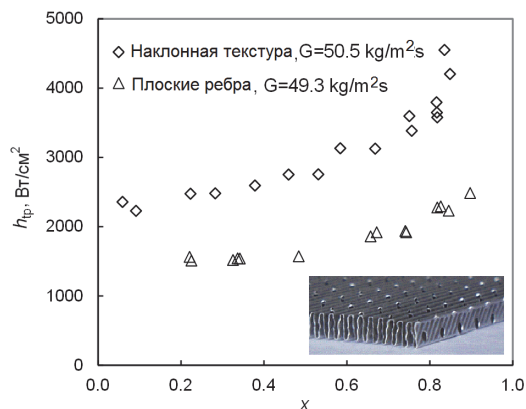


Рис. 1. Сравнение коэффициентов теплопередачи при конденсации R-21 для ребер с наклонной структурой (ромбы) и плоских ребер (треугольники).

2. ГИДРОДИНАМИКА И ТЕПЛОМАССОБМЕН В МИКРОКАНАЛАХ

Применительно к разработке микроканальных систем охлаждения установлены физические механизмы недогретого и насыщенного кипения воды, фреонов, диэлектрической жидкости HFE 7100 и смесевых композиций в микроканальных системах охлаждения, в том числе с теплообменной поверхностью, модифицированной наночастицами. Разработан метод расчета теплообмена в данных условиях, учитывающий совместно вклад вынужденной конвекции, подавления пузырькового кипения и испарения волновой пленки жидкости. Рассмотрены особенности коэффициентов теплоотдачи и критических тепловых потоков, обоснованы методы подавления преждевременного кризиса кипения и повышения критического теплового потока. На основании большого массива экспериментальных

данных, полученных для воды и диэлектрической жидкости HFC 7100, выполнено обоснование микроканальных систем для отвода тепла от локальных источников большой мощности, установлено влияние поперечного размера канала и массовой скорости на интенсификацию теплообмена и величину критического теплового потока. Для подавления развития преждевременного кризиса кипения и увеличения критического теплового потока предложено использовать входную камеру большого размера и наноструктурирование поверхности микроканалов.

3. ТЕПЛОМАСООБМЕН ПРИ МИКРОСТРУЙНОМ ОХЛАЖДЕНИИ

Представлены новые результаты в области теплообмена при натекании затопленных распределенных и локализованных микроструй жидкости на теплонапряженную поверхность, расположенную в щелевом канале. Применительно к разработке микроструйных систем охлаждения рассмотрены физические механизмы теплообмена при натекании локализованных и распределенных затопленных микроструй воды и HFE 7100 на охлаждаемую поверхность. Рассмотрены особенности кривых кипения, коэффициентов теплоотдачи и критических тепловых потоков для различной скорости жидкости, диаметра струй и плотности орошения, обоснованы методы повышения критического теплового потока. Предложен и экспериментально обоснован метод расчета теплообмена при микроструйном охлаждении в условиях недогретого кипения для распределенных микроструй. На рис. 1 приведено сопоставление расчетных и экспериментальных кривых кипения для охлаждения теплонапряженной поверхности водой. Начальная температура воды равна 25 °С, использованы распределенные струи диаметром 174 мкм, скорость жидкости в струях равна 3 м/с. Пунктирной линией показана аппроксимация на большие тепловые потоки кривой кипения в условиях большого объема, сплошной линией показан расчет недогретого кипения по предлагаемому методу.

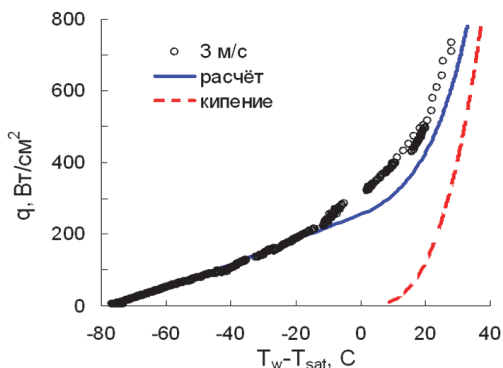


Рис. 2. Сравнение расчета и экспериментальных данных для микроструйного охлаждения поверхности водой.

Проведено сопоставление эффективности микроканальных и микроструйных систем охлаждения, показано, что наибольшую термогидравлическую эффективность имеют интегрированные системы

охлаждения, объединяющие преимущества микроканального и микроструйного охлаждения, дополненные паровыми камерами. Рассмотрены особенности применения технологий двухфазного охлаждения для терморегулирования теплонапряженных элементов энергетических устройств и электронного оборудования, включая трехмерные системы охлаждения процессоров.

4. ТЕПЛОМАСООБМЕН ПРИ КИПЕНИИ НА СТРУКТУРИРОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Большие возможности для подавления кризиса кипения и интенсификации теплообмена имеет микроструктурирование теплообменной поверхности [4]. Экспериментально изучен теплообмен на поверхности с рельефом, полученным селективным лазерным наплавлением порошка меди, в условиях насыщенного кипения воды в большом объеме и при микроструйном охлаждении водой, недогретой до температуры насыщения. Микроструйное охлаждение проводилось распределенной системой импактных микроструй воды при недогреве до температуры насыщения, равном 80 °С. В экспериментах использовано 36 затопленных микроструй, сопла которых, диаметром 174 мкм, расположены на расстоянии 1 мм от модифицированной поверхности. Установлено, что в условиях насыщенного кипения коэффициенты теплоотдачи на модифицированной поверхности в 3.5 раз выше, а критический тепловой поток в 2.8 раз выше, чем для плоской поверхности. В условиях микроструйного охлаждения теплонапряженной поверхности водой при скорости струй 1 м/с достигалось увеличение максимального теплового потока с 493 Вт/см² до 770 Вт/см² и критический тепловой поток не был достигнут.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученные характеристики гидродинамики и теплообмена при фазовых превращениях в малоразмерных системах и разработанные методы расчета таких процессов определяют эффективность применения пластинчато-ребристых теплообменников, микроканальных, микроструйных и комбинированных систем отвода тепла от теплонапряженных устройств большой мощности. Обсуждено применение полученных результатов для повышения эффективности систем охлаждения теплонапряженного оборудования и компактных теплообменников для сжижения природного газа.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Kuznetsov V.V. Heat and mass transfer with phase change and chemical reactions in microscale // Proc. IHTC14: Washington, 2010. P. 225701211.
2. Mudawar I. Recent advances in high-flux, two-phase thermal management // J. Thermal Sci. Eng. Appl. 2013. V. 5. P. 021012.
3. Kuznetsov V.V., Dimov S.V., Shamirzaev A.S. Experimental investigation of heat transfer at downflow condensation of refrigerant R-21 in assemblage of minichannels // J. Eng. Thermophys. 2018. V. 27. P. 515–521.
4. Dedov A.V. A review of modern methods for enhancing nucleate boiling heat transfer // Thermal Engineering. 2019. T. 66. №. 12. С. 881–915.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЛЕНОЧНОГО КИПЕНИЯ НАСЫЩЕННОЙ ЖИДКОСТИ НА ПОВЕРХНОСТИ ГОРИЗОНТАЛЬНОГО ЦИЛИНДРА МЕТОДОМ VOF

ВВЕДЕНИЕ

Пленочное кипение довольно часто возникает в нештатных режимах работы промышленного оборудования, негативно влияя на эффективность теплообменных устройств. Многие особенности пленочного кипения хорошо изучены [1]. Тем не менее, исследование механизмов пленочного кипения продолжает оставаться актуальной теплофизической задачей, в частности, для понимания закономерностей парового взрыва [2], особенностей нестационарных процессов кипения при закалке металлов в недогретой жидкости [3] и др.

В настоящее время уровень развития компьютерной техники, разработанные математические модели и алгоритмы метода VOF (Volume of Fluid) [4] позволяют визуализировать динамику межфазной поверхности и другие важные детали протекающих процессов. Метод VOF реализован в исследовательском коде ANES [5] и с успехом используется для моделирования процессов конденсации [6], но не верифицирован на задачах пленочного кипения. Основная цель данной работы состоит в анализе эффективности алгоритмов ANES при моделировании пленочного кипения насыщенной жидкости методом VOF.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

В настоящей работе рассматривается пленочное кипение фреона-113 при 0,1 МПа на горизонтальных цилиндрах с диаметрами 50,8 мм, 30 мм и 16 мм. Перегрев стенки составляет 120 К. Данные режимы соответствуют режимам, экспериментально исследованным в работе [7]. Расчетная область задачи представлена на рис. 1.



Рис. 1. К постановке задачи

1.2. Математическая постановка задачи.

Математическая постановка задачи сводится к уравнениям модели VOF [4], то есть уравнению неразрывности, уравнениям сохранения импульса и энергии и уравнению для объемной доли жидкой фазы.

Свойства фаз считались постоянными и по результатам серии предварительных расчетов определялись по средней температуре между температурами стенки и насыщения. Свойства моделируемой среды в «двухфазных» ячейках определялись как среднеобъемные.

В текущей работе для моделирования межфазного обмена массой и энергией использовался подход, предложенный Lee [8]. Для определения константы «релаксации» в модели Lee используется метод, аналогичный предложенному в работе [6]. Все расчеты выполнены в исследовательском CFD-коде ANES [5].

2. РАСЧЕТНАЯ СЕТКА

Вдоль радиуса расчетная область разделена на четыре подобласти. Вблизи стенки был выделен слой с толщиной, определенной на основе решения Бромли δ_l [9]. На внешней границе данного слоя размер контрольных объемов (КО) составлял δ_l/N_l . В направлении стенки размер КО уменьшался с логарифмичностью 1,1. В направлении свободной границы размеры КО увеличивались с шагом 1,05 во второй зоне шириной $2\delta_l$ и с шагом 1,1 в третьей зоне шириной $0,5D_l$. В четвертой зоне размер КО оставался постоянным. По углу сетка содержала N_ϕ КО. На рис. 2 показан элемент расчетной сетки.

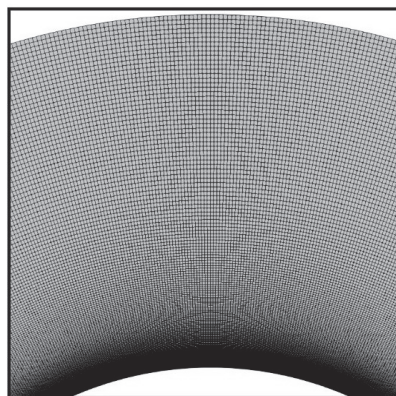


Рис. 2. Расчетная сетка.

Параметры сеток, с использованием которых достигается сеточная независимость, представлены в таблице 1.

Таблица 1. Параметры расчетной сетки

Диаметр цилиндра, мм	N_l	N_ϕ	Количество КО, тыс.
50,8	16	1024	227
30,0	16	512	105
16,0	16	256	47

3. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

На рисунках 3-5 приведено сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными [9].

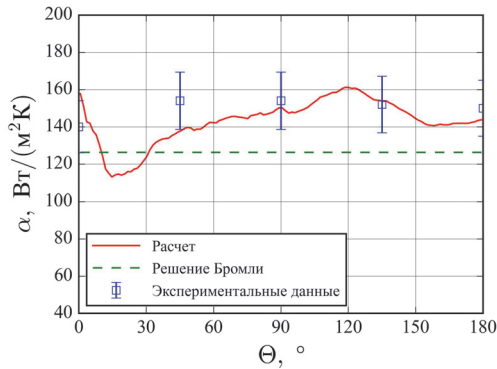


Рис. 3. Зависимость локального коэффициента теплоотдачи от угловой координаты при пленочном кипении на цилиндре с $D = 16$ мм.

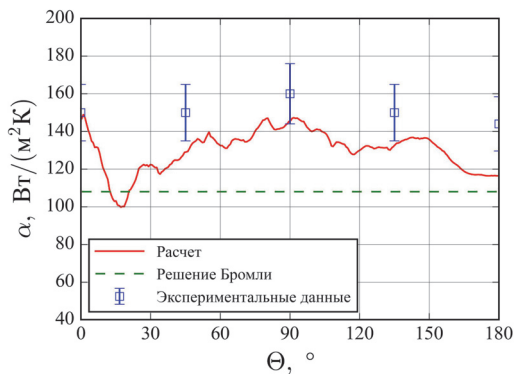


Рис. 4. Зависимость локального коэффициента теплоотдачи от угловой координаты при пленочном кипении на цилиндре с $D = 30$ мм

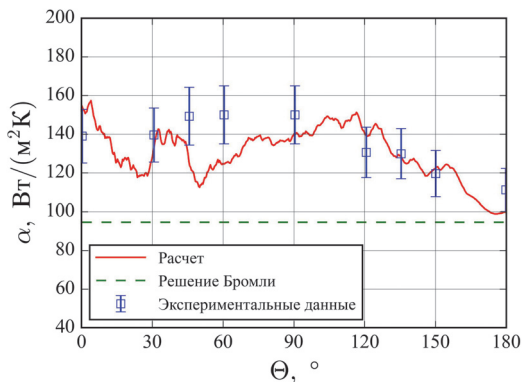


Рис. 5. Зависимость локального коэффициента теплоотдачи от угловой координаты при пленочном кипении на цилиндре с $D = 50,8$ мм от угла.

На рисунках видно, что результаты расчета достаточно хорошо совпадают с экспериментальными данными [7] и демонстрируют заметные отклонения распределений интенсивности теплоотдачи от закономерностей, следующих из решения Бромли [9].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполнена валидация реализованной в исследовательском коде ANES модифицированной модели массообмена Lee для метода VOF на задаче о кипении насыщенной жидкости на поверхности горизонтальной трубы. Показано, что полученные в двумерной постановке данные по теплоотдаче хорошо согласуются с экспериментальными результатами [7]. В дальнейшем авторы планируют исследовать процесс пленочного кипения в недогретой жидкости.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках Государственного задания № FSWF-2023-0017 (Соглашение № 075-03-2023-383 от 18 января 2023 г.) в сфере научной деятельности на 2023-2025 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аметистов Е.В., Клименко В.В., Павлов Ю.М. Кипение криогенных жидкостей // М.: Энергоатомиздат. 1995. Т. 400. С. 8.
2. Мелихов В.И., Мелихов О.И., Якуш С.Е. Гидродинамика и теплофизика паровых взрывов // М.: Изд-во ИПМех РАН. 2020.
3. О механизме дестабилизации паровой пленки при нестационарном пленочном кипении / П.К. Канин, В.В. Ягов, А.Р. Забиров [и др.] // Теплофизика высоких температур. 2023. Т. 61, № 2. С. 241–250.
4. Hirt C.W., Nichols B. Volume of fluid (VOF) method for dynamics of free boundaries // J. Comput. Phys., 1981. V. 39. P. 201–225.
5. Код ANES. [Электрон. ресурс.] <http://anes.ch12655.tnweb.ru/>
6. Минко К.Б., Артемов В.И., Клементьев А.А. Моделирование методом VOF процессов конденсации неподвижного и движущегося насыщенного пара на поверхности горизонтальной трубы // Теплоэнергетика. 2023. № 3. С. 20–39.
7. Nishio S., Ohtake H., Vapor-film-unit model and heat transfer correlation for natural-convection film boiling with wave motion under subcooled conditions // Int. J. Heat Mass Transf. 1993. Vol. 36. N10. P. 2541–2552.
8. Lee W. H., A pressure iteration scheme for two-phase flow modeling. Multiphase Transport Fundamentals, Reactor Safety, Applications // Hemisphere Publishing, Washington, DC. 1980.
9. Bromley L. A. Heat transfer in stable film boiling // US Atomic Energy Commission, Technical Information Division, 1949. V. 2295.

ВОЗДЕЙСТВИЕ СТРУИ НЕДОГРЕТОЙ ЖИДКОСТИ НА ДИНАМИКУ ПЕРЕХОДА ОТ УСТОЙЧИВОГО ПЛЁНОЧНОГО КИПЕНИЯ К ИНТЕНСИВНОМУ РЕЖИМУ ТЕПЛООБМЕНА

ВВЕДЕНИЕ

Быстрое охлаждение представляет интерес для специалистов в области термомеханической обработки деталей машин. Для повышения прочностных свойств, долговечности и надёжности стальных изделий используются методы термомеханической обработки и интенсификация процессов теплообмена при фазовых превращениях. Нагрев металла выше температуры фазовых превращений с последующим медленным охлаждением приводит к обратному превращению структуры сплава в исходное состояние. Если скорость охлаждения достаточно высока, то фиксируется состояние структуры сплава, характерное для высоких температур, т.е. произойдет непосредственный процесс закалки материала. Максимальная скорость охлаждения обеспечивается множеством способов повышения теплоотдачи при кипении: используются различные закалочные жидкости (например, водные растворы солей или полимеров), повышается недогрев жидкости до температуры насыщения, применяется охлаждение в потоке жидкости или газа. В значительной степени охлаждение ускоряется при разбрызгивании воды через спрейерные или душирующие устройства.

Авторами монографии по технологии закалки [1] было предположено, что причина случайной неустойчивости пленки при кипении может заключаться в перемешивании жидкости, что является причиной возникновения интенсивного режима теплообмена. Эксперименты показали, что даже небольшое перемешивание может оказать существенное влияние на процесс. Но, опять же, в условиях недогрева жидкости до температуры насыщения. Эксперименты были проведены с помощью устройства, позволяющего вводить струю жидкости на охлаждаемую поверхность при той же температуре, что и в резервуаре. Результаты опытов на воде с серебряным образцом показали, что при больших недогревах жидкости, вполне достаточно маленькой скорости впрыска струи, чтобы дестабилизировать паровую пленку (для температуры воды равной 30 °С достаточно скорости $U = 0.1$ м/с). Этим можно объяснить самопроизвольную дестабилизацию процессов кипения.

Это обстоятельство побудило авторов данной работы на реализацию экспериментального исследования пленочного кипения жидкости при воздействии струи той же жидкости. Были проведены эксперименты с затопленной струей в рамках подтверждения ранее разработанных моделей.

1. ПРИБЛИЖЕННАЯ ПОЛУЭМПИРИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДЕСТАБИЛИЗАЦИИ ПАРОВОЙ ПЛЕНКИ

При нестационарном охлаждении возможна реализация быстрого охлаждения, когда средняя температура поверхности при дестабилизации паровой плёнки оказывается выше критической температуры жидкости.

В публикации 2018 года была представлена приближенная модель возникновения режима интенсивного теплообмена при пленочном кипении [2]. При достаточно высоких недогревах случайные контакты жидкости с элементами шероховатости поверхности могут привести к переходу в интенсивный режим. Температура металла в точках контакта должна быть близка к T_{lim} . Из условия равенства тепловых потоков за счёт интенсивного испарения и за счёт теплопроводности к поверхности, на которой изменилась температура получали соотношение для перегрева стенки:

$$\Delta T_0 = C_0 \frac{h_{lg} \sqrt{t_0}}{\sqrt{\rho c \lambda}}, \quad (1)$$

где константа C_0 имеет порядок единицы.

Характерное время t_0 в уравнении было принято, как период волнообразного течения жидкости на границе раздела пар/жидкость. Предположение о подобии восходящего естественного конвективного потока недогретой жидкости нисходящему потоку гравитационной пленки жидкости позволяет использовать результаты анализа волнового течения тонких слоев вязкой жидкости П. Капицы.

Описанную модель следует рассматривать только как успешную первую попытку (детальный вывод представлен в работе [3]) для прогноза условий зарождения интенсивного режима охлаждения в процессе закалки. Итоговое выражение содержит искусственно введенный безразмерный множитель, чтобы отразить влияние эффекта недогрева жидкости на процесс.

В 2023 году получены более строгие соотношения как для насыщенной, так и недогретой жидкости [4]. В насыщенной жидкости движение, ведущее к контакту жидкости с охлаждаемой поверхностью, возникает из-за отрыва паровых пузырей с поверхности паровой пленки. Пузырек имеет порядок капиллярной постоянной, всплывает по спиральной траектории и постоянно пульсирует. Пульсация объясняется просто – в данном диапазоне если меняется форма пузырька, то соответственно

нице газ/жидкость. Характерная скорость всплытия таких пузырьков при атмосферных условиях – это 0.2-0.25 м/с. За масштаб времени t_0 жидкость движется от вершины выступа шероховатости к его основанию со скоростью, равной скорости всплытия. Именно он использован в соотношении (1).

Для случая недогретой жидкости масштаб времени t_0 скорректирован с учетом наличия капиллярных волн на границе пар/жидкость. Физически это легко объясняется тем, что в недогретой жидкости паровая пленка становится очень тонкой и поверхность у нее гладкая, поэтому присутствуют только капиллярные волны и соответственно наблюдаемая в экспериментах рябь на границе ламинарной жидкости, она и определяет ту скорость, с которой гребень волны может коснуться выступа поверхности. Характерная поперечная скорость жидкости в данном случае имеет порядок максимальной скорости свободной конвекции.

2. ЭКСПЕРИМЕНТЫ С ЗАТОПЛЕННОЙ СТРУЕЙ ЖИДКОСТИ

2.1. Описание и методика

Подробное описание экспериментального стенда и опытных образцов, используемых в исследовании, представлено в статье [5]. Здесь автор ограничится кратким описанием методики проведения эксперимента.

Основой установки является экспериментальная камера, которая представляет собой емкость с охлаждающей жидкостью (вода, этанол). В процессе экспериментов опытный образец перемещается внутрь катушки ВЧ – индуктора, где нагревается за короткое время. При помощи специального механизма нагретый до нужной температуры участок погружают в объем жидкости на уровень сопла, через которое подается струя из устройства для впрыска. Во время охлаждения сигнал от термопар (хромель-алюмель) поступает через коннектор NI SCXI-1303 на измерительный модуль 35 NI SCXI-1102, который является частью сборки на основе NI SCXI-1001. Результаты измерений через USB – интерфейс поступают на персональный компьютер, где в программе LabView отображается зависимость температуры от времени.

2.2. Результаты

В работе приведены экспериментальные результаты охлаждения шаровых образцов из циркония и нержавеющей стали в этаноле при воздействии затопленной струи той же жидкости. На качественном уровне вид термограмм подтверждает корректность подхода и справедливость разрабатываемой модели.

На рис.1 представлены термограммы охлаждения циркониевого шара в этаноле с недогревом ΔT_{sub} равном 8°C и 28°C соответственно. Месту попадания затопленной струи жидкости соответствует термопара с полярным углом 90° (угол определяется относительно вертикальной оси).

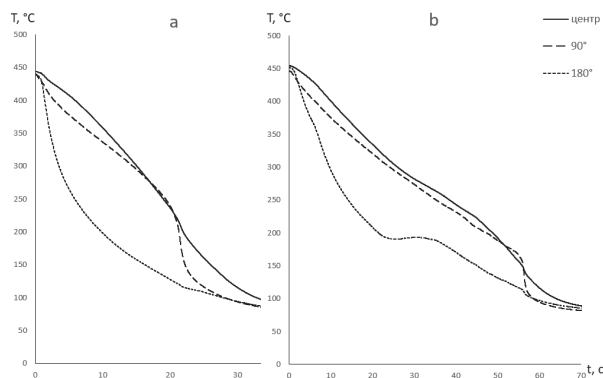


Рис. 1. Охлаждение шара из циркония в недогретом этаноле при воздействии струи: *a* – $\Delta T_{\text{sub}} = 8^\circ\text{C}$; *b* – $\Delta T_{\text{sub}} = 28^\circ\text{C}$.

Из рис. 1.а видно, что переход к интенсивному режиму теплообмена осуществляется фактически сразу же в области воздействия затопленной струи. Показания термопары в точке с полярным углом 180° свидетельствуют об относительно устойчивом пленочном кипении жидкости на остальной поверхности. Во втором случае (рис. 1.б) струе первоначально удается нарушить темп охлаждения, но при ее отключении восстанавливается устойчивый пленочный режим кипения. Стоит отметить, что время действия струи ограничено объемом впрыскивающего устройства и составляет ~ 26 с.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Из анализа опытных результатов можно сказать, что если есть только один возбудитель (струя), то при снятии его тот тепловой поток, который за счет теплопроводности восстанавливает температуру поверхности до исходной, оказывается преобладающим, и охлаждение возвращается к медленному и спокойному, которое было до воздействия струи. Данный результат является принципиально важным и подтверждает общую схему модели.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **F. Moreaux, G. Beck, P. Archambault.** Effect of work-piece surface properties on cooling behavior. *Quenching Theory and Technology*. CRC Press Book. 2010.
2. **Yagov V. V., Zabirov A. R., Kanin P. K.** Heat transfer at cooling high-temperature bodies in subcooled liquids // *Int. J. Heat Mass Transfer*. 2018. V. 126. P. 823-830.
3. **Pressure influence on unsteady film boiling of water-ethanol mixtures.** A. Zabirov, V. Yagov, P. Kanin, V. Ryzantcev, M. Vinogradov, I. Molotova, // *Exp. Therm. Fluid Sci.* 2020. V. 118. P. 110130.
4. **Канин П. К. и др.** О механизме дестабилизации паровой пленки при нестационарном пленочном кипении // *Теплофизика высоких температур*. 2023. Т. 61. №. 2. С. 241–250.
5. **Губанова Т. А. и др.** Влияние расстояния от сопла до поверхности на теплообмен при кипении в условиях вынужденного течения жидкости // *Прикладная механика и техническая физика*. 2023. Т. 64. №. 4. С. 46–54.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВСКИПАНИЯ ПЕРЕГРЕТОЙ ВОДЫ, ИСТЕКАЮЩЕЙ ЧЕРЕЗ КОРОТКИЕ ОВАЛЬНЫЙ И ЦИЛИНДРИЧЕСКИЙ КАНАЛЫ

ВВЕДЕНИЕ

Изучение струй метастабильной жидкости [1] является актуальной задачей как для расширения фундаментальных знаний в области гидродинамики и явлений фазовых переходов, так и для практического применения тонкодисперсного распыления жидкостей в технических устройствах [2, 3]. При истечении перегретой жидкости через короткие каналы могут возникать неочевидные явления (полный развал струи, флуктуации угла раскрытия), которые в значительной степени могут оказывать влияние на процесс диспергирования и приводить к положительным или отрицательным последствиям. Одним из способов влияния на параметры факела распыла является использование каналов различных геометрических форм, что может способствовать значительному повышению эффективности работы оборудования, в частности двигателей внутреннего сгорания [4].

Целью данной работы являлось изучение динамики вскипания метастабильной жидкости, истекающей через короткие оvoidный и цилиндрический каналы. При экспериментальном исследовании вскипания струи перегретой воды производился анализ изменения формы, угла раскрытия, дисперсности капельного состава, дальности полета струи и устойчивости течения вскипающей среды в зависимости от степени перегрева жидкости.

1. УСЛОВИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА

Исследование динамики вскипания перегретой жидкости происходило при ее истечении из камеры высокого давления через короткие оvoidный и цилиндрический каналы с острыми входными и выходными кромками в неограниченную неподвижную воздушную среду при атмосферном давлении. Длины каналов равнялись $l=1$ мм. Диаметр цилиндрического канала и эквивалентный диаметр оvoidного канала были равны $d=0.4$ мм. Сосуд высокого давления представлял собой толстостенный стальной цилиндр объемом $V=650$ см³. В качестве рабочей жидкости использовалась дистиллированная вода. Термодинамические параметры (температура, давление) внутри рабочей камеры соответствовали условиям на линии фазового равновесия жидкость – пар. Исследования проводились в температурном диапазоне от $T_s=383$ К до $T_s=573$ К.

2. ФОРМА СТРУИ

В ходе проведения экспериментального исследования было установлено, что по мере перегрева жидкости происходит поэтапное изменение формы струи при ее истечении как через канал оvoidного сечения, так и через цилиндрический канал. При температуре $T_s=383 - 443$ К у струи воды, истекающей из цилиндрического канала, наблюдался стержневой вид (рис. 1а), в то время как при истечении жидкости из оvoidного канала данный вид струи наблюдался только при температуре $T_s=383$ К (рис. 1б). В диапазоне температур $T_s=393 - 423$ К происходило дробление потока, прошедшего через оvoidный канал на крупные капли.

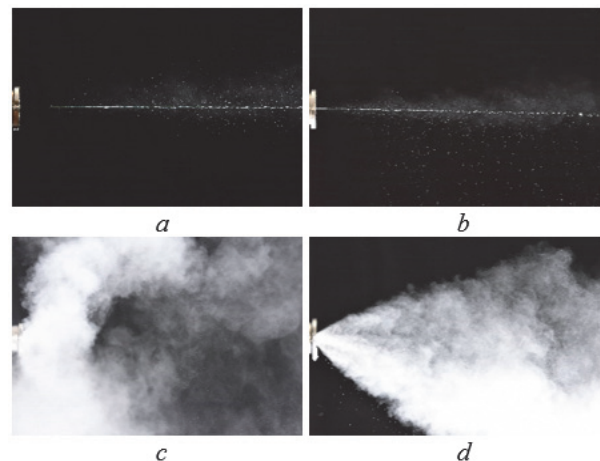


Рис. 1. Форма струи вскипающей воды при различных температурах: *a* – вид струи из цилиндрического канала $T_s=383 - 443$ К; *b* – вид струи из оvoidного канала $T_s=383$ К; *c* – вид струи из цилиндрического канала $T_s=573$ К; *d* – вид струи из оvoidного канала $T_s=573$ К.

При дальнейшем повышении температуры рабочей среды до $T_s=453 - 463$ К истечение жидкости из цилиндрического канала становится неустойчивым – возникают пульсации жидкостного ядра струи, окруженного паровым облаком. Это обусловлено происходящим изменением режимов парообразования – вступает в силу взрывное вскипание, которое сменяет интенсивное испарение, что находит отражение в формообразовании вскипающего потока. В случае истечения жидкости из оvoidного канала при данных температурах ее струя принимала устойчивый пирамидальный вид.

В температурном диапазоне $T_s=483 - 573$ К наблюдалось полное раскрытие струи вскипающей воды, истекающей из короткого цилиндрического

канала (рис. 1с). Для потока, прошедшего через овальный канал сохранялась устойчивая пирамидальная форма (рис. 1d) с изменяющимся углом раскрытия.

3. УГОЛ РАСКРЫТИЯ

Анализ факела угла раскрытия (угол между видимыми границами потока) показал, что при истечении жидкости из цилиндрического канала по мере увеличения степени ее перегрева происходит постепенное увеличение угла раскрытия от $\alpha=0^\circ$ до $\alpha=60^\circ$. При проявлении интенсивных фазовых превращений внутри струи происходит резкое увеличение угла раскрытия до $\alpha=180^\circ$ (полный развал струи) и его сохранение при дальнейшем перегреве (рис. 2). При истечении метастабильной воды из канала овального сечения наблюдается постепенное увеличение угла факела распыла до локального максимума $\alpha=80^\circ$, который сохраняется в коротком диапазоне температур, а затем плавное уменьшение угла раскрытия при дальнейшем повышении температуры (рис. 2).

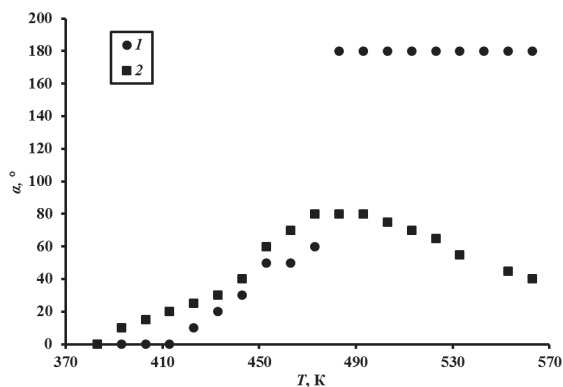


Рис. 2. Изменение угла раскрытия струи перегретой воды с ростом температуры при различных геометрических параметрах каналов: 1 – цилиндрический канал; 2 – овальный канал.

4. РАЗМЕР КАПЕЛЬ

Исследование дисперсионного состава факела распыла перегретой воды проводилось микроскопическим методом. Забор капель из потока производился на стеклянную подложку со смолой, в результате чего они сохраняли свою форму в течение некоторого времени. Подтверждением того, что капли сохраняют сферическую форму, является наличие светлого пятна в центре капли и темного круга по её периметру – проходящий свет освещает центр капли и поглощается на её границе. Результаты анализа капельного состава, представленный на рисунке 3 показывают, что увеличение степени перегрева жидкости приводит к значительному снижению количества крупных частиц и к существенному увеличению количества капель малого размера. До проявления фазовых превращений в потоке преобладают капли диаметра $d=20$ мкм и $d=30$ мкм (рис. 3а, б). При проявлении взрывного вскипания заметно увеличивается число капель малого размера (рис. 3с, d). При этом, чем более

интенсивно происходит зарождение паровых пузырьков и их взаимодействие между друг другом, тем больше образуется капель имеющих размер $d=10$ мкм. Таким образом, диспергированный поток жидкости становится более однородным и мелкодисперсным.

Установлено, что постепенное повышения температуры насыщения приводит к значительному уменьшению как максимального (от $d=140$ мкм до $d=70$ мкм), так и среднего диаметра Заутера (от $SMD=90$ мкм до $SMD=50$ мкм).

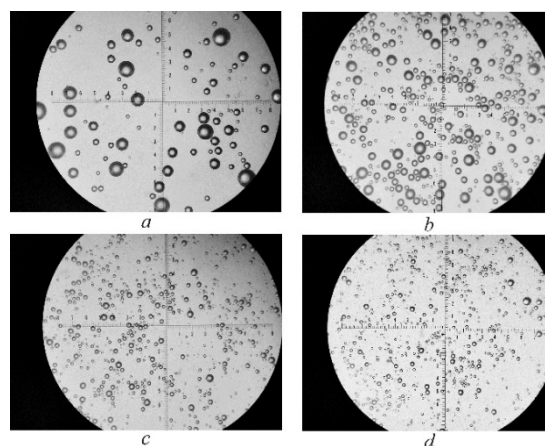


Рис. 3. Фотографии капель при стократном увеличении, образующиеся в процессе вскипания жидкости, температура которой в рабочей камере была равна: а – $T_s=423$ К, б – $T_s=453$ К, с – $T_s=493$ К, d – $T_s=573$ К.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведено экспериментальное исследование динамики вскипания метастабильной жидкости, истекающей через короткие овальный и цилиндрический каналы в широком диапазоне термодинамических параметров. В ходе исследований было установлено:

- отсутствие полного раскрытия вскипающей струи воды, истекающей через короткий овальный канал во всем диапазоне температур;
- наличие флуктуаций формы и угла раскрытия струи при её истечении из короткого цилиндрического канала и отсутствие флуктуаций при истечении жидкости из канала овальной формы;
- увеличение степени перегрева приводит к тому, что поток вскипающей жидкости становится более однородным и мелкодисперсным.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Скрипов, В.П. Метастабильная жидкость. М.: Наука, 1972, 312 с.
2. Lefebvre A.H., McDonell V.G. Atomization and Sprays. CRC Press, 2017.
3. Ianniello R., Picicelli M., Di Luca G., Beatrice C., Di Blasio G. A study on supercritical water injection as waste heat recovery system in internal combustion engines // Appl. Therm. Eng. 2024. Т. 248. P. 123084.
4. Jia H. Wei Z., Yin B., Liu Z. Analysis of elliptical diesel nozzle spray dynamics using a one-way coupled spray model // Int. J. Engine Res. 2023. Т. 24. №. 2. P. 755–766.

ГРАДИЕНТНАЯ ТЕПЛОМЕТРИЯ КАК МЕТОД ИЗУЧЕНИЯ КИПЕНИЯ ПРИ ОКОЛОКРИТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРАХ

ВВЕДЕНИЕ

Одним из эффективных способов отвода тепловых потоков высокой плотности является кипение. В энергетике, электронике, холодильной технике и других областях широко распространён теплообмен с кипящим теплоносителем в воде, диэлектрических жидкостях, бинарных смесях, фреонах и т.п. Необходим быстрый и эффективный способ измерения тепловых потоков и проверки работоспособности этих веществ при околокритических тепловых нагрузках.

Большинство теплоносителей создаётся под конкретную задачу: охлаждение микроконтроллеров, разработка новой холодильной техники, поддержание режимов охлаждения при закалке и т.д. Для определения критического теплового потока по классическим формулам необходимо комплексно исследовать жидкость, определить ее теплофизические параметры [1]. Новый метод исследования позволит получить интересующие значения существенно быстрее и проще.

1. МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

1.1. Градиентная теплометрия

В опытах использовано прямое измерение местной плотности теплового потока (ПТП) с помощью градиентной теплометрии [2] – методики, основанной на использовании поперечного эффекта Зеебека в материалах с анизотропией тепло- и электрофизических свойств. На основе этих материалов или их композиций созданы градиентные датчики теплового потока (ГДТП) (рис. 1). При прохождении теплового потока через датчик возникает поперечная термоЭДС, пропорциональная ПТП.

$$q = \frac{E}{A \cdot S_0}, \text{ Вт/м}^2, \quad (1)$$

где q – плотность теплового потока, Вт/м²; E – термоЭДС, мВ; A – площадь поверхности ГДТП, м²; S_0 – вольт-ваттная чувствительность ГДТП, мВ/Вт.

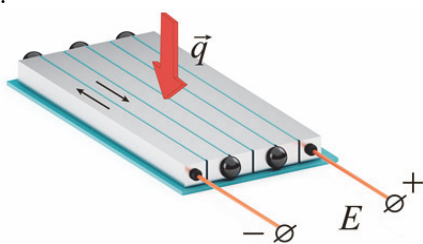


Рис. 1. Модель ГДТП

За последнее время с помощью метода градиентной теплометрии получены распределения местной ПТП в различных задачах [3-4].

Несмотря на то, что вольт-ваттная чувствительность ГДТП из монокристалла висмута не зависит от температуры, для каждого эксперимента проводилась градуировка на месте монтажа.

1.2. Экспериментальный стенд

Стенд включает нагревательный элемент номинальной мощностью 50 Вт при напряжении в 24 В, с диаметром 6 мм и длиной 20 мм. Для снижения концевых эффектов с обоих концов нагревателя приварены латунные трубки того же диаметра (рис. 2.).

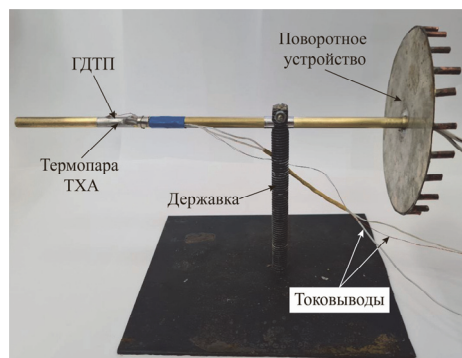


Рис. 2. Фото экспериментального стенда

На поверхности нагревателя установлен ГДТП из висмута размерами $7 \times 0,6$ мм, что обеспечивает угол раскрытия датчика 10° (рис. 3).

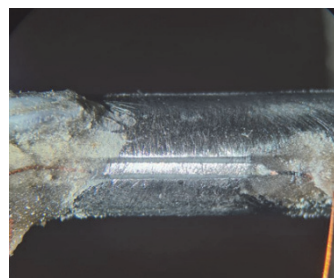


Рис. 3. ГДТП на поверхности нагревателя

Для контроля температуры поверхности, рядом с ГДТП вваривался спай термопары ТХА. Регистрация сигналов с ГДТП и термопары производилась на Измерительно-вычислительный комплекс *NIPIX-1050* с частотой записи 5 кГц.

Стенд целиком помещается в исследуемую жидкость, в данной работе эксперименты проводились в воде при атмосферном давлении. Конструкция стенда позволяет размещать его в любом положении относительно горизонтали.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

2.1. Стационарный режим теплообмена

В первой серии опытов рассмотрена стационарная задача. Стенд вертикально ориентирован в воде с температурой 97 °С. При помощи регулятора напряжения устанавливалась мощность нагревателя.

Результаты градиентной теплотометрии и термометрии в виде зависимости ПТП от температурного напора сопоставлены с классическими моделями для развитого пузырькового режима [5, 6] (рис.4).

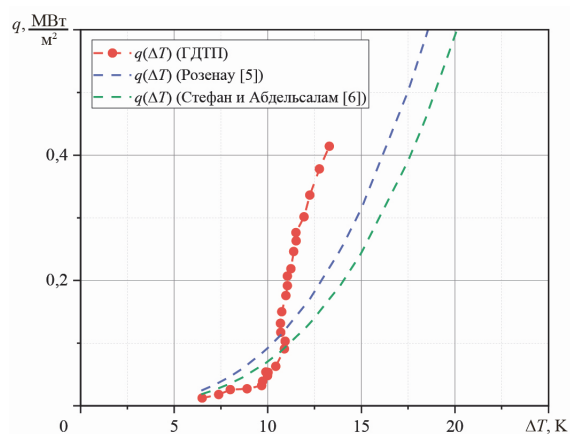


Рис. 4. Зависимость ПТП от температурного напора

Результаты подтвердили градуировку ГДТП и продемонстрировали возможности градиентной теплотометрии при стационарном режиме. По показаниям ГДТП удалось зафиксировать классический перегиб кривой кипения при фиксированной подводимой мощности [7]. При дальнейшем увеличении ПТП процесс теряет стабильность, возможен резкий переход к пленочному кипению.

2.2. Нестационарный режим теплообмена

Зависимость ПТП от температуры принято получать при медленном увеличении мощности с последующей фиксацией на постоянном уровне.

Нестационарную постановку задачи, с быстрым увеличением мощности решить традиционным путем затруднительно. Поэтому необходимо применение градиентной теплотометрии. На рис. 5 представлена безразмерная ПТП и температура на поверхности нагревателя в зависимости от времени.

На рис.5 красной линией представлена безразмерная ПТП, соответствующая кривой кипения, описанной в литературе [1,7]. Зеленой точкой обозначена первая критическая ПТП, равная 1,17 МВт/м², что соответствует значению в насыщенной воде при атмосферном давлении, рассчитанная по формуле С. С. Кутателадзе [8]. После преодоления этой области наблюдается резкое падение ПТП при росте температуры поверхности, что свидетельствует о переходе кипения в пленочный режим.

Этот переход фиксируется и визуально.

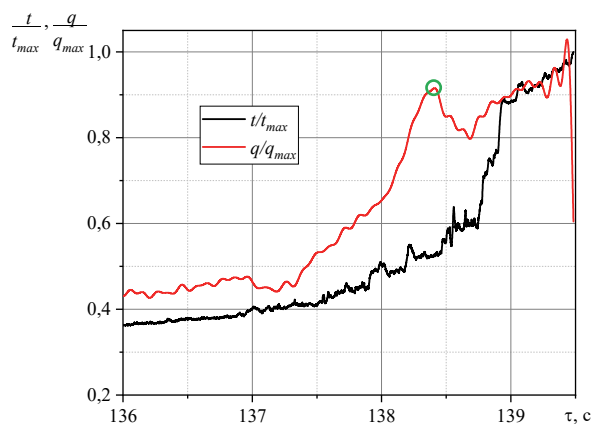


Рис. 5. Зависимость безразмерной ПТП и температуры от времени

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Значения ПТП, полученные с помощью метода градиентной теплотометрии в стационарном и нестационарном режиме, демонстрируют информативность и эффективность данного метода. В нестационарной постановке задаче показана смена режимов кипения. Полученные значения ПТП, в отличие от данных термометрии, предвиздают наступления кризиса.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Михеев М. А., Михеева И. М.** Основы теплопередачи. Изд. 2-е, стереотип. М.: «Энергия», 1977. 344 с
2. **Sapozhnikov S. Z., Mityakov V. Yu.** Heatmetry. The Science and Practice of Heat Flux Measurement. St.-Petersburg: Springer International Publishing, 2020, p 209.
3. **Зайнуллина, Э. Р., Митяков В. Ю.** Мониторинг теплообмена при конденсации методом градиентной теплотометрии // Тепловые процессы в технике. 2023. Т. 15, № 7. С. 332–343.
4. **Mityakov V. Y., Grekov M. A., Gusakov A. A. et al.** Comprehensive study of flow and heat transfer at the surface of circular cooling fin // Journal of Physics: Conference Series, Moscow, 09–11 октября 2017 года. Vol. 891. Moscow: Institute of Physics Publishing, 2017. P. 012095.
5. **Rohsenow, W. M.,** A method of correlating heat transfer data for surface boiling of liquids. Trans. ASME. V. 74. P. 969–975. 1952.
6. **Stephan, K., and Abdelsalam, M.,** Heat-transfer correlations for natural convection boiling // Int. J. Heat Mass Transf. 1980. V. 23. P. 73–87.
7. **Carey, Van P.** Liquid-Vapor Phase-Change Phenomena: An Introduction to the Thermophysics of Vaporization and Condensation Processes in Heat Transfer Equipment. Third Edition. 2020.
8. **Kutateladze, S. S.,** On the transition to film boiling under natural convection // Kotturboostroenie. 1948. No. 3. P. 10.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ПУЗЫРЬКОВОМ КИПЕНИИ НА МОДИЦИФИРОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ

ВВЕДЕНИЕ

Исследование процессов тепломассообмена в двухфазной системе с фазовым переходом (кипение, конденсация, испарение) на модифицированных поверхностях остается одной из наиболее востребованных задач уже более 10 лет [1]. Идет своеобразная «гонка» за достижение рекордных значений коэффициентов теплопередачи (КТО) и критических тепловых потоков (КТП). Использование технических приемов обработки поверхности позволяет повысить КТО и КТП в 4–5 раз по сравнению с немодифицированными поверхностями. К сожалению, на сегодняшний день имеется небольшое количество работ, относящихся к экспериментам с использованием других рабочих жидкостей, кроме воды, и для других диапазонов давлений, отличных от атмосферного. В настоящей работе представлены результаты экспериментов по исследованию теплообмена при кипении насыщенной диэлектрической жидкости метоксинонафторбутан (Novex 7100) в большом объеме на биметаллических поверхностях. Исследования выполнены для биметаллических образцов, а также для образцов из меди и нержавеющей стали 08X18H10T в диапазоне давлений (1 – 4) атм.

2. ИССЛЕДУЕМЫЕ ОБРАЗЦЫ

В работе были использованы следующие образцы, полученные на кафедре ОФиЯС НИУ МЭИ: гладкие образцы из нержавеющей стали 08X18H10T и меди; 4 биметаллических медных образца с различным количеством вставок из нержавеющей стали; 2 образца из меди и молибдена, модифицированные электронным лучом.

В медном образце делались прорези 1x1 мм, в которые заваривалась нержавеющая сталь с использованием установки лазерной сварки. Всего было сделано 6 (образец № 1), 7 (образец № 2), 10 (образец № 3) и 15 (образец № 4) прорезей для каждого образца соответственно. В результате была получена поверхность с границами раздела материалов различной теплопроводности. Шаг между вставками из нержавеющей стали варьировался в диапазоне от 1 до 4 мм. Толщина образцов – 2,8 мм; диаметр образцов $d_{обр}=3$ см. После этого поверхность была обработана наждачной бумагой, в результате чего ее можно считать технически гладкой. Измеренные показатели неровности (мкм): $R_a = 2,5$; $R_c = 2,5$ (R_a – среднее арифметическое отклонение профиля и R_c – средняя высота элементов профиля).

Модификации электронным лучом на медный (образец № 5) и молибденовый (образец № 6) образцы наносились при помощи электронно-лучевого комплекса АЭЛТК-344-12, с использованием технологии *Surfi-Sculpt*. Для формирования рельефной поверхности электронный луч двигался вдоль траектории в форме «звезды» с шестью лучами. Направление движение электронного луча происходит режиме «обратный ход» – движение луча от края к центру. Средняя высота и глубина полученных структур равны соответственно 0,46 мм и 0,71 мм для медного образца, и 0,44 мм и 0,60 мм для молибденового образца.

Фотографии образцов, модифицированных электронным лучом, представлены на рисунке 1.

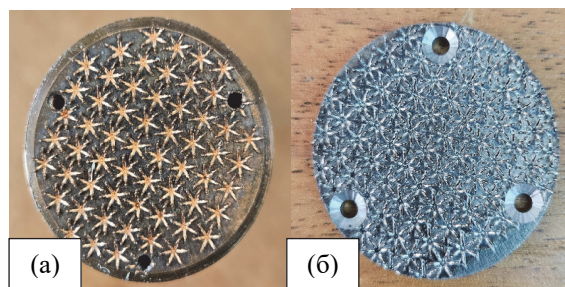


Рис. 1. Фотографии образцов: (а) – медный модифицированный образец; (б) – молибденовый модифицированный образец.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

На рис. 2 представлен график зависимости критического теплового потока от давления для всех биметаллических поверхностей и их сравнение с полученными экспериментальными значениями для гладких поверхностей. Проанализировав данный график, можно сделать вывод, что использование биметаллических поверхностей повышает КТП, однако наибольшая интенсификация наблюдается на образце с 15 вставками. Образцы с 6 и 7 вставками показывают почти идентичный уровень повышения КТП.

Особенностью сравнения КТП, полученных при разных давлениях, является уменьшающаяся интенсификация с ростом давления. Так, для образца с 10 вставками относительно поверхности из меди интенсификация уменьшается от 19% до 10 % при давлениях 1 и 4 атм соответственно. Можно предположить, что и хорошие результаты для образцов с 10 и 15 вставками, и уменьшение интенсифика-

ции с ростом давления обусловлены лучшим соответствием шага между вставками с капиллярной постоянной [2, 3]. Шаг между вставками уменьшается с 4 до 1 мм, капиллярная постоянная для Noves 7100 уменьшается от 1,23 до 0,98 мм при увеличении давления от 1 до 4 атм соответственно.

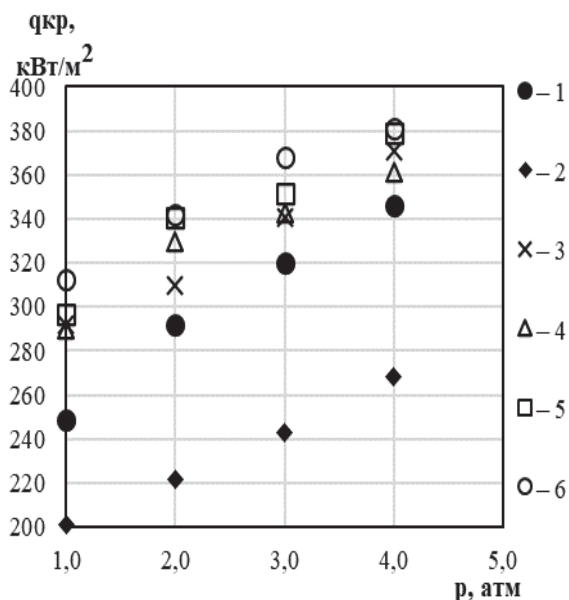


Рис. 2. Зависимость критического теплового потока $q_{кр}$ от давления p для всех образцов: 1 – медь без модификации; 2 – нержавеющая сталь без модификации; 3 – Образец № 1; 4 – Образец № 2; 5 – Образец № 3; 6 - Образец № 4.

На рис. 3 представлена зависимость критического теплового потока от давления для образцов из меди и молибдена, модифицированных электронным лучом. Для сравнения на график нанесены данные для гладкой медной поверхности.

Из анализа графика видно, что увеличение КТП составило в среднем 23% по сравнению с гладкой поверхностью из меди. Максимальное увеличение было получено при давлении в 1 атм на 37%.

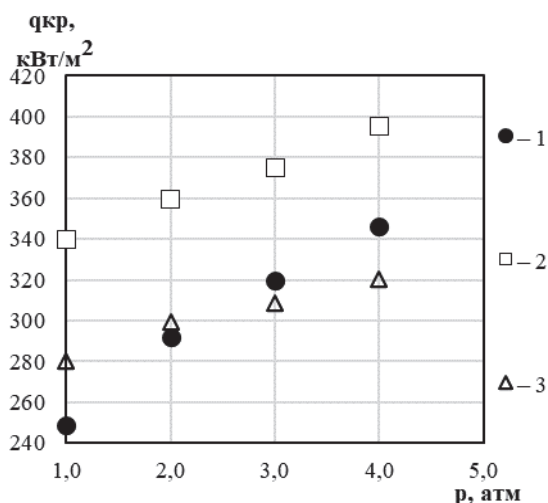


Рис. 3. Зависимость критического теплового потока $q_{кр}$ от давления p для всех образцов: 1 – медь без модификации; 2 – образец № 5; 3 – образец № 6.

Сравнение образца из молибдена с гладким медным образцом показало, что при давлении в 1 атм КТП увеличилось на 13%, при давлении 2-3 атм КТП не увеличилось, а при давлении 4 атм КТП уменьшилось на 8%.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представлены результаты экспериментальных исследований теплообмена при кипении насыщенной диэлектрической жидкости Noves 7100 на биметаллических образцах, образцах из меди и молибдена, модифицированные электронным лучом, в диапазоне давлений (1 – 4) атм.

Анализ для биметаллических образцов показал, что наибольшее влияние модификации поверхности на значения КТП выявлено при давлении 1 атм для образца с 15 вставками, расположенными с наименьшим шагом в сравнении с другими образцами. Увеличение КТП составило 26% по сравнению с немодифицированной медной поверхностью. Увеличение КТП относительно немодифицированной нержавеющей поверхности для биметаллических образцов в среднем составило 51%. Выявлено влияние шага расположения вставок и давления на относительное увеличение критического теплового потока.

Анализ результатов образцов, модифицированных электронным лучом показал, что медный образец достиг увеличения КТП на 37% по сравнению с гладкой поверхностью, а образец из молибдена при давлении 1 атм показал повышение на 13% по сравнению с гладкой медью.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФ 24-19-00403.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дедов А.В. Обзор современных методов интенсификации теплообмена при пузырьковом кипении // Теплоэнергетика. 2019. № 12. С. 18–54.
2. Kandlikar S. G. A Theoretical Model to Predict Pool Boiling CHF Incorporating Effects of Contact Angle and Orientation // J. Heat Transfer. 2001. V. 123(6). P. 1071–1079.
3. Fan S., Tong W., Duan F. Nucleate pool boiling heat transfer enhancement in saturated Noves 7100 using titanium dioxide nanotube arrays // Int. Commun. Heat Mass Transfer. 2021. V. 122. P. 105166.

ВЛИЯНИЕ ВЗВЕСИ ЧАСТИЦ Al_2O_3 И TiO_2 НА ТЕПЛОБМЕН ПРИ КИПЕНИИ ВОДЫ В БОЛЬШОМ ОБЪЕМЕ

ВВЕДЕНИЕ

Одним из способов интенсификации теплообмена при кипении является добавка взвеси твердых частиц к базовой жидкости [1,2].

В работе рассмотрено влияние взвеси твердых частиц на кипение недогретой воды в большом объеме на поверхности перегретой модели.

Основным методом исследования является градиентная теплотометрия. Комплексное использование градиентной теплотометрии и термометрии позволило оценить влияние взвесей на теплообмен при различных режимах кипения.

1. ЭКСПЕРИМЕНТ

1.1. Градиентная теплотометрия

Градиентная теплотометрия – метод измерения местной плотности теплового потока, при помощи градиентных датчиков.

В работе использованы гетерогенные градиентные датчики теплового потока (ГГДТП) из композиции медь-никель (рис.1) [3].

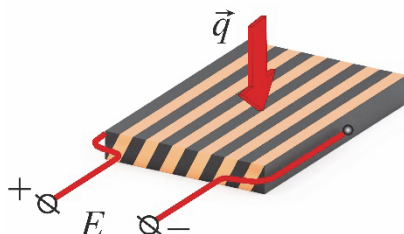


Рис. 1. Схема ГГДТП

Принцип действия ГГДТП основан на поперечном эффекте Зеебека: при прохождении теплового потока через датчик в нем возникает поперечная термо-ЭДС [3].

1.2. Экспериментальная модель и установка

Экспериментальная модель – цилиндр из титана ВТ 22 диаметром 34 мм и высотой 22,8 мм (рис.2).

ГГДТП установлен на верхнем торце цилиндра заподлицо с поверхностью. Вблизи датчика установлена термопара для контроля температуры поверхности.

Модель помещают в проходную электрическую печь, при достижении заданной температуры модель высвобождается и опускается в сосуд с водой [4].

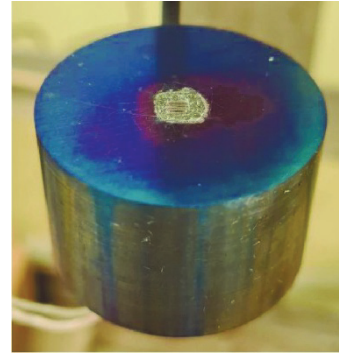


Рис. 2. Фото модели

2. ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

2.1. Влияние взвеси частиц Al_2O_3 с размером 54 и 200 нм

Негативный эффект от добавления частиц, сохраняется при всех рассмотренных температурных режимах (температура воды от 64 °С до 90 °С) в широком диапазоне массовых концентраций (от 0,32 % до 1,3 %) (рис.3).

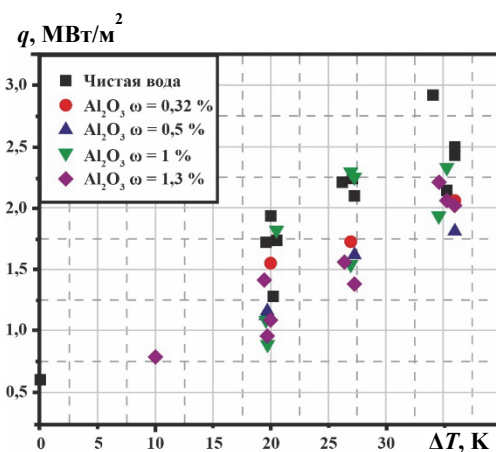


Рис. 3. Зависимость максимальной плотности теплового потока от недогрева взвеси и концентрации частиц Al_2O_3 (54 нм)

Значения максимальной плотности теплового потока, полученные в экспериментах со взвесью Al_2O_3 , лежат на графике ниже, чем результаты, полученные при кипении чистой воды.

Аналогичный результат продемонстрирован на взвеси частиц с размером 200 нм (рис.4).

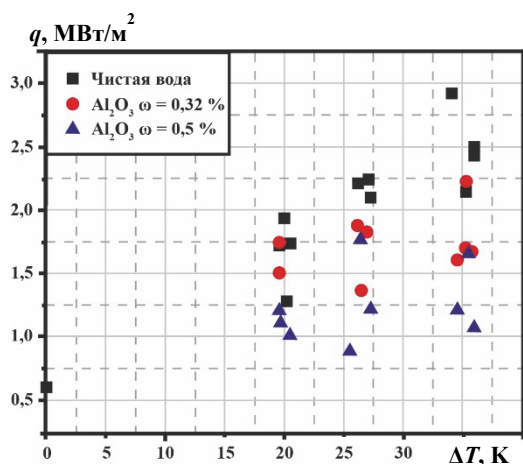


Рис. 4. Зависимость максимальной плотности теплового потока от недогрева взвеси и концентрации частиц Al_2O_3 (200 нм)

На всех рассмотренных режимах длительность пленочного режима кипения увеличилась, что привело к снижению максимальной плотности теплового потока.

2.2. Влияние взвеси частиц TiO_2 с размером 54 и 200 нм

Эксперименты с частицами TiO_2 (54 нм) (рис.5) демонстрирует картину, аналогичную полученной при кипении взвеси частиц Al_2O_3 тех же размеров.

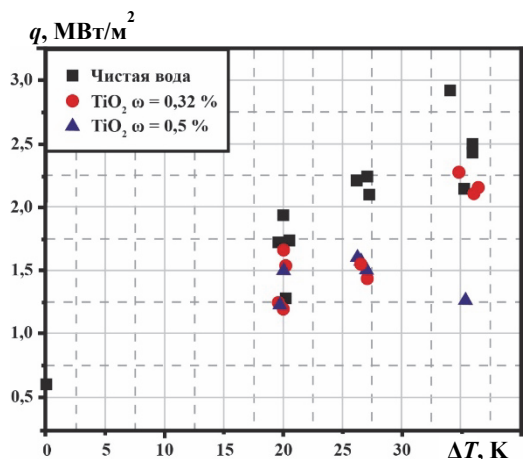


Рис. 5. Зависимость максимальной плотности теплового потока от недогрева взвеси и концентрации частиц TiO_2 (54 нм)

Воздействие частиц TiO_2 проявляется не так интенсивно, как Al_2O_3 при тех же условиях эксперимента.

Увеличение размера частиц TiO_2 до 200 нм привело к повышению максимальной плотности теплового потока. Концентрация взвеси 0,32 % демонстрирует результаты, сопоставимые со значениями для чистой воды (рис.6).

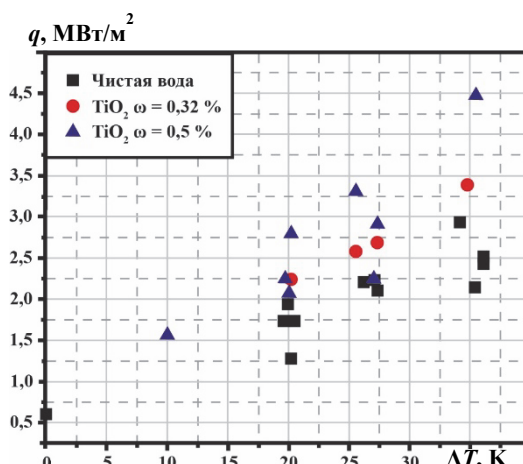


Рис. 6. Зависимость максимальной плотности теплового потока от недогрева взвеси и концентрации частиц TiO_2 (200 нм)

При увеличении концентрации до 0,5 % максимальная плотность теплового потока заметно возрастает, тогда как взесь Al_2O_3 на сходных режимах демонстрирует противоположный эффект.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Рассмотрено влияние монодисперсных частиц на теплообмен при кипении. Выявлен негативный эффект от добавления монодисперсных частиц Al_2O_3 и TiO_2 размерами 50 и 200 нм. В ранних работах [4] получен положительный результат от добавки полидисперсной взвеси. Рост максимальной плотности теплового потока составил 3,5 раз, относительно чистой воды. Ухудшений не зафиксировано. Монодисперсные взвеси приводят к противоположному результату.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Dedov A. V.** A Review of Modern Methods for Enhancing Nucleate Boiling Heat Transfer // Thermal Engineering. 2019. V. 66. No. 12. P. 881–915.
2. **Reddy Y. A.** Heat Transfer Enhancement Studies in Pool Boiling using Hybrid Nanofluids // Thermochemica Acta 2018.
3. **Heatmetry** // Sapozhnikov S.Z., Mityakov V.Yu., Mityakov A.V.: Springer, The science and practice of heat flux measurement. 2020. 232 p.
4. **Павлов А. В.** Градиентная теплометрия в исследовании теплообмена при кипении в большом объеме недогретой воды и жидкости с добавлением микрочастиц Al_2O_3 // Теплоэнергетика. 2023. №3. С. 40–48.

МОДЕЛЬ ПЛЕНОЧНОГО КИПЕНИЯ ВЫСОКОЙ ИНТЕНСИВНОСТИ ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ СТРУЕЙ НЕДОГРЕТОЙ ЖИДКОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

В работе рассматриваются механизмы теплообмена при охлаждении высокотемпературной поверхности с помощью недогретой до состояния насыщения жидкости. При наличии недогрева может наблюдаться отличный от обычного пленочного кипения режим, который характеризуется большими значениями плотности теплового потока при тех же температурных напорах. Отметим, что режим экспериментально наблюдается как при охлаждении плоской поверхности с помощью струи недогретой жидкости [1], так и при погружении в жидкость металлических шаров [2].

В экспериментах струя недогретой жидкости обычно подается на охлаждаемую поверхность сверху вниз под прямым углом. Когда температура поверхности снижается, в зоне торможения струи формируется наблюдаемая визуально темная зона с гладкой и блестящей поверхностью без внешних признаков кипения. Эта зона интерпретируется в литературе как смоченная область поверхности. Измеренная температура поверхности при этом может превышать термодинамический предел перегрева и не должна допускать контакт жидкости с поверхностью нагревателя.

Согласно экспериментам [3] по нестационарному охлаждению плоской поверхности круглой струей со скоростью 1 м/с и недогревом 80°C, при температуре поверхности 574°C в точке торможения зафиксирована плотность теплового потока 5 МВт/м². В работе [1] в стационарных условиях с помощью плоской струи со скоростью 0,8 м/с и недогревом 16°C в точке торможения при температурных напорах $\Delta T = 150 \div 340^\circ\text{C}$ регистрировались плотности потоков $q = 2,8 \div 4,1$ МВт/м². Такие значения, по всей видимости, не могут быть отведены при обычном пленочном кипении. Что подтверждается проведенными в работе [4] оценками по модели [5].

Существующие модели пленочного кипения с недогревом, предназначенные для описания режимов с высокими плотностями теплового потока [6-7], обычно предполагают наличие контакта жидкости с поверхностью нагревателя. В настоящей работе предлагается альтернативный вариант физических процессов.

1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

1.1. Качественное описание моделируемых процессов

Предлагаемая модель кипения высокой интенсивности основывается на рассмотрении стационарной паровой пленки, окружающей распределенные

по поверхности нагревателя микронеровности. По мере охлаждения нагревателя наступает момент, когда толщина паровой пленки становится близка к характерным масштабам неровностей, располагающихся на ней. В это время реализуется квазистационарное состояние системы, в котором тонкая паровая пленка частично охватывает неровности поверхности. Основное испарение происходит в области искривленной паровой пленки, откуда пар эвакуируется за счет избыточного давления, обеспечиваемого лапласовским скачком давления, в область плоской пленки, где реализуется динамическое равновесие между испарением и конденсацией.

Одним из ключевых факторов, обеспечивающих возможность такой картины течения, является возможность отведения необходимого количества тепла в окружающую жидкость. В предлагаемой модели на межфазной поверхности задается средняя плотность теплового потока, отводимого в жидкость. Она может быть обеспечена за счет высоких скоростей пара, обтекающего неровность и увлекающего за собой жидкость в прилегающих слоях за счет трения на межфазной границе.

В пользу возможности существования на поверхности ультратонких паровых пленок свидетельствуют также и экспериментальные данные. Например, в работе [8] при недогреве 20°C, скорости струи 0,4 м/с и температурном напоре $\Delta T \approx 280^\circ\text{C}$ для плоской струи измеренная оптическим зондом толщина пленки составила 8 ± 2 мкм.

1.2. Формулировка основных соотношений модели и результаты расчетов

Рассматривается участок поверхности нагревателя, располагающийся вблизи точки торможения струи, покрытый модельными неровностями. Геометрическая конфигурация рассматриваемой неровности описывается функцией Гаусса:

$$g(r) = a \exp\left(-\frac{r_n^2}{2c}\right), \quad (1)$$

где a – высота неровности, c – ширина неровности, r_n – расстояние от центра неровности. Используя подход, хорошо зарекомендовавший себя при рассмотрении прослойки пара под каплей в режиме Лейденфроста [9], рассмотрим стационарную паровую пленку вокруг неровности. Запишем основное уравнение гидростатики для осесимметричной задачи в криволинейной системе координат:

$$\frac{dz_n}{ds} = \sin(\theta), \quad (2)$$

$$\frac{dr_n}{ds} = \cos(\theta), \quad (3)$$

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{p_{atm} - p}{\sigma} - \frac{\sin(\theta)}{r_n}, \quad (4)$$

где z_n, r_n – координаты межфазной границы, p – давление в данном сечении, p_{atm} – давление жидкости, которое считается равным атмосферному, σ – коэффициент поверхностного натяжения, θ – угол между горизонталью и касательной в точке межфазной поверхности, s – расстояние отсчитываемое вдоль межфазной границы от центра неровности.

Получим теперь уравнение баланса массы для паровой пленки. Для этого приравняем расход, получаемый за счет испарения/конденсации с поверхности пленки, и расход, определяемый со средней скорости течения в плёнке при профиле скоростей, определенном для ламинарного ползущего течения. Отсчитывая толщину паровой пленки по вертикали $\delta = z_n - g(r_n)$ определим массовый расход пара как

$$G = \rho'' \bar{u} F_{расх} = - \frac{\rho''(p)}{12\mu''} \frac{dp}{dr_n} \delta^3 2\pi r_n, \quad (5)$$

где μ'' – динамическая вязкость пара. С другой стороны, для стационарной паровой пленки должны выполняться универсальные условия совместности для плотности теплового потока. Это позволяет определить расход пара в данном сечении s пленки как

$$G = \frac{2\pi}{h_{lg}^*} \int_0^s q_{ev} r_n ds, \quad (6)$$

где h_{lg}^* – эффективная теплота парообразования, $q_{ev} = q'' - q'$ – плотность теплового потока, идущего на испарение, $q'' = \lambda \Delta T / \delta$ – плотность потока через паровую пленку, q' – плотность теплового потока, отводимая в жидкость, $\Delta T = T_w - T_s$ – температурный напор, T_w – температура стенки, T_s – температура насыщения.

Приравнивая выражения (5), (6), дифференцируя обе части выражения и считая, что плотность насыщенного пара описывается уравнением состояния идеального газа, можно получить:

$$\frac{dk}{ds} = - \frac{12\mu'' q_{ev}}{\rho'' h_{lg}^* \delta^3} - k \left(\frac{3}{\delta} \frac{d\delta}{ds} + \frac{dr_n}{ds} \left(\frac{1}{r} + \frac{k}{p} \right) \right), \quad (7)$$

где $k = dp/dr_n$ – градиент давления в радиальном направлении. Система (2), (3), (4), (7) была численно проинтегрирована при следующих граничных условиях $r_n(0) = \theta(0) = k(0) = \theta(s^*) = k(s^*) = 0$, характерной высоте неровности $a = 10$ мкм ширине неровности $c = 5$ мкм и расстоянии между неровностями $2s^* = 80$ мкм и различных плотностях потока q' .

В результате расчетов были получены зависимости плотностей теплового потока, отводимого от стенки, они представлены на рис.1. Можно видеть, что при плотностях теплового потока $q' = 6,4 \div 8$ МВт/м² экспериментальные данные [1] могут быть описаны с помощью предложенной модели.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложена модель пленочного кипения высокой интенсивности, позволяющая при заданных параметрах шероховатости поверхности оценить плотности теплового потока в жидкости, необходимые для реализации исследуемого режима кипения.

На следующих этапах исследования необходимо произвести оценку возможности отведения полученных плотностей теплового потока в жидкость за счет вихрей, возникающих под действием трения на межфазной границе. Полученные предварительные результаты свидетельствуют о том, что в микровихрях, возникающих в жидкости над неровностями, скорость достигает 5-8 м/с, что вполне достаточно для решения данной проблемы.

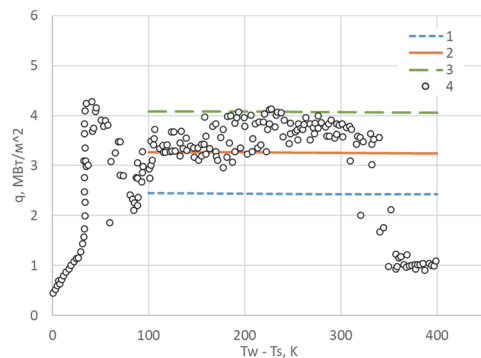


Рис. 1. Зависимость плотности теплового потока с поверхности нагревателя от температурного напора ΔT : 1-3 расчет по предложенной модели при $q' = 4,8; 6,4; 8$ МВт/м²; 4 – данные [1] при $\Delta T_{sub} = 16^\circ C$ в точке торможения струи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Robidou H., Auracher H., Gardin P., Lebouche M., Bogdanić L.** Local heat transfer from a hot plate to a water jet // Heat Mass Transfer, 2003. V. 39. No. 10, P. 861–867.
2. **Sher I., Harari, R., Reshef, R., and Sher, E.** Film boiling collapse in solid spheres immersed in a sub-cooled liquid // Applied Thermal Engineering, 2012. V. 36. P. 219–226.
3. **Leocadio H., Van Der Geld C.W.M., Passos J.C.** Rewetting and boiling in jet impingement on high temperature steel surface // Physics of Fluids, 2018. Vol. 30. No 12. P. 122102.
4. **Дуплянкин П.А., Глазков В.В.** Взаимодействие жидкости с высокотемпературной поверхностью при струйном охлаждении // Тепловые процессы в технике. 2024. Т. 16. № 3. С. 103–115.
5. **Liu Z.H., Wang J.** Study on film boiling heat transfer for water jet impinging on high temperature flat plate // Int.J. Heat Mass Transfer, 2001. V. 44, No 13. P. 2475–2481.
6. **Yagov V. V., Minko K. B., Zabirow A. R.** Two distinctly different modes of cooling high-temperature bodies in sub-cooled liquids // Int. J. Heat Mass Transfer. 2021. V. 167. P. 120838.
7. **Seiler-Marie N., Seiler J. M., Simonin O.** Transition boiling at jet impingement // Int. J. Heat Mass Transfer. 2004. V. 47. No. 23. P. 5059–5070.
8. **Bogdanic L., Auracher H., Ziegler F.** Two-phase structure above hot surfaces in jet impingement boiling // Heat and mass transfer. 2009. V. 45. P. 1019–1028.
9. **Sobac B., Rednikov A., Dorbolo S., Colinet P.** Leidenfrost effect: Accurate drop shape modeling and refined scaling laws // Physical Review E. 2014. V. 90. No. 5. P. 053011.

ЭФФЕКТ ЛЕЙДЕНФРОСТА КАК ФАКТОР ФОРМИРОВАНИЯ ОБЪЕМНЫХ МЕЗОПОРИСТЫХ СТРУКТУР

ВВЕДЕНИЕ

Движение капель в режиме пленочного кипения вызывает как фундаментальный, так и прикладной научный интерес, поскольку данное движение капель может использоваться как способ их перемещения без трения. Возможность контролировать движение капель жидкостей имеет большое значение в терморегулировании и охлаждении распылением. А если в качестве рабочих жидкостей использовать коллоидные растворы, то на основе эффекта Лейденфроста можно реализовать систему локального транспорта различных порошкообразных материалов.

1. ОБЗОР ЛИТЕРАТУРЫ

1.1. Контролируемое движение капель при эффекте Лейденфроста

В последние несколько лет появились исследования, которые показывают, что при нанесении на перегретую поверхность упорядоченного рельефа капли под действием эффекта Лейденфроста приходят в движение вдоль всей поверхности. В своей работе Линке и Алеман [1] описывают параметры подобных поверхностей, а также влияние этих параметров на движение капель Лейденфроста.

Возможность контролировать движение капель имеет высокое значение во многих областях применения: струйная печать, Lab-on-a-chip, терморегулирование, охлаждение распылением. К примеру, подобные движения капель можно использовать для перемещения самих капель жидкостей, а также использовать в роли транспорта для переноса полезных объемов вещества [2], так как эффект Лейденфроста может использоваться для значительно уменьшения сопротивления движению.

Также возможно управление движением капель при помощи периодического градиента температур. Или же при помощи периодического градиента гидрофобности, который можно создать фемтосекундным лазером [3], то есть формирование при помощи лазера определенной поверхностной структуры. Вследствие силы вязкости между газом и жидкостью капли приходят в движение.

В работе «Экспериментальное исследование движения капель при эффекте Лейденфроста на сильно перегретых металлических струнах» [4] указываются следующие причины самопроизвольного движения капель жидкостей:

1) градиент давления Лапласа, возникающий из-за неоднородности радиуса кривизны капли;

2) процессы переноса вещества с тыла капли на фронт;

3) самопроизвольные колебания капли из-за неоднородной толщины парового слоя способны трансформироваться в кинетическую энергию направленного движения;

4) эффект Марангони: поверхностное натяжение жидкости зависит от температуры, поэтому неравномерность температуры может привести к его неоднородному распределению и, как следствие, к смещению капель.

1.2. Формирование объемных структур

В этой работе исследуется метод получения частиц, содержащих графен и хлорид натрия. Он основан на полном испарении коллоидных растворов при температурах, равных или выше точки Лейденфроста.

Этот способ получения частиц был впервые описан в ранней работе «Исследование кипения капель коллоидных растворов на сильно перегретых поверхностях ненулевой кривизны» [5]. В настоящее время метод рассматривается с целью изучения влияния формы и рельефа нагреваемых поверхностей на параметры получаемых частиц, а также на сам процесс испарения капель во время пленочного кипения. Такой метод может использоваться для получения частиц с определенными параметрами и характеристиками.

В работе «Высокоэффективное и контролируемое изготовление сверхчастиц по феномену Лейденфроста» [6] описывается подобный способ получения частиц. Сверхчастицы представляют собой агломераты более мелких частиц диоксида титана (TiO_2), которые находят применение в сенсорики и катализе.

2. ОПИСАНИЕ МЕТОДОВ

2.1. Установка

Установка питается от сети с напряжением 220 вольт (1). К ней подключен блок управления (2). С его помощью регулируется температура нагрева нагревательной плитки (3). На блоке управления имеется табло, на котором отображается заданная и текущая температура.

Блок управления соединен с хромель-алюмелевой термопарой (4), с помощью которой измеряется температура нагреваемой рабочей поверхности (5). Чтобы избежать перегрева рабочего места, нагревательный элемент установлен на керамической плитке (6).

Во время экспериментов рабочая жидкость наносится при помощи шприца с иглой (7), закрепленного на штативе (8). Фото- и видеофиксация осуществляется с помощью видеокамеры (9), также установленной на штативе (8). Схему экспериментальной установки можно увидеть на рис. 1.

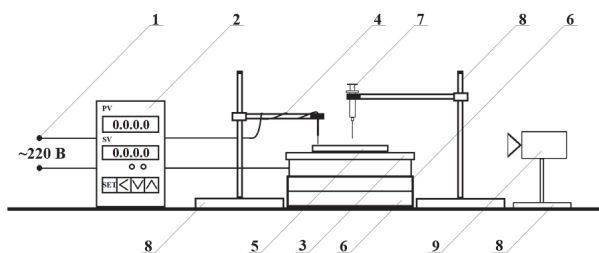


Рис. 1. Схема экспериментальной установки

2.2. Исследуемые жидкости

Часть работ выполняется с использованием дистиллированной воды, а часть — с коллоидными растворами с добавлением графена и поваренной соли. В этих растворах меняется только процентное содержание графена.

2.3. Поверхности

Для изучения пленочного кипения дистиллированной воды и коллоидных растворов применяются разнообразные нестандартные поверхности, отличающиеся по формы и текстуре. Среди них — гладкая, текстурированная, поверхность с потенциальными ямами и полуцилиндрическая поверхность.

2.4. Метод получения объёмных структур

Рассматриваемая поверхность нагревается до 220 °С.

Затем на перегретую поверхность наносится коллоидный раствор (рис. 2(а)). Объем капель составляет примерно 20 мкл.

Со временем капли испаряются, оставляя после себя объёмную структуру, которая затем исследуется (рис. 2(б)).

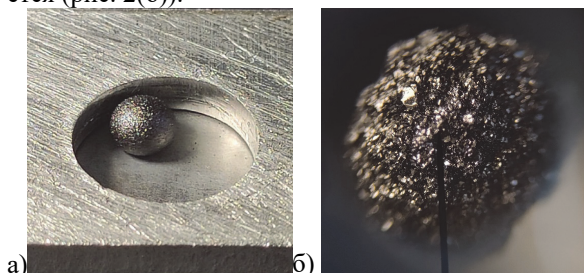


Рис. 2. Формирование объёмной структуры: а) процесс испарения коллоидного раствора при температуре поверхности 220 °С; б) объёмная структура, полученная описанным методом

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

3.1. Анализ движения капель Лейденфроста

Было зафиксировано движение 50 капель. В результате исследования выяснилось, что капли дистиллированной воды при температуре поверхности свыше 220 градусов Цельсия имеют ускорение $17.1 \pm 2.8 \text{ см/с}^2$. Максимальная скорость, которую достигли капли 15.5 см/с.

3.2. Получение объёмных структур

В ходе экспериментов по испарению капель коллоидных растворов было получено в общей сложности 60 частиц с использованием трех различных коллоидов. По 30 на каждой поверхности: гладкой и полуцилиндрической.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученное значение ускорения согласуется с результатом, описанным в работе Линке и Алемана [1]. В этой работе указано, что ускорение капель воды объемом около 15 мкл на текстурированной поверхности, нагретой до температуры 250 градусов Цельсия, достигает 20 см/с^2 .

Было обнаружено, что полученные объёмные структуры имеют каплевидную форму. Впоследствии это было учтено при расчете их объема. Также была измерена масса частиц. На основе этих данных были определены зависимости объема, плотности и пористости получаемых частиц от концентрации графена в коллоидном растворе.

В результате анализа полученных данных было выявлено, что повышение концентрации графена приводит к увеличению массы и объема частиц. При этом было установлено, что масса частиц с концентрацией графена 5 и 7% от массы коллоидного раствора примерно одинакова.

Значительное снижение плотности частиц наблюдалось при увеличении концентрации графена от 3 до 5%. В этом случае плотность уменьшалась более чем в два раза. В то же время, при увеличении концентрации графена от 5 до 7% падение плотности было незначительным.

Было установлено, что с ростом концентрации графена в коллоидном растворе пористость частиц, полученных на гладкой поверхности, увеличивается с 81 до 91 %, а у частиц, полученных на полуцилиндрической поверхности, пористость возрастает с 58 до 84 %.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 23-19-00840).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **H. Linke et al.** Self-Propelled Leidenfrost Droplets. // Phys. Rev Lett. V. 96. I. 15–21. 2006.
2. **A. Hashmi, B. Coder et al.** Leidenfrost Cart. Proceedings of the ASME 2012 International Mechanical Engineering Congress and Exposition. V. 7: Fluids and Heat Transfer, Parts A, B, C, and D, 2012.
3. **Bohong Li, Lan Jiang et al.** Self-propelled Leidenfrost droplets on femtosecond-laser-induced surface with periodic hydrophobicity gradient. // Int. J. Extreme Manuf. 2024.
4. **Макаров П.Г., Дмитриев А.С., Артамонов А.В., Дроздов А.П.** Экспериментальное исследование движения капель при эффекте Лейденфроста на сильно перегретых металлических струнах // Тепло-вые процессы в технике. 2023. Т. 15. № 10. С. 468–478.
5. **Дроздов А.П.** Исследование кипения капель коллоидных растворов на сильно перегретых поверхностях ненулевой кривизны // ВКР бакалавра. М.:МЭИ, 2022.
6. **Zhe Liu, Yong Liu et al.** Highly Efficient and Controlled Fabrication of Supraparticles by Leidenfrost Phenomenon // Langmuir. 2022. V.38. P. 9157–9165.

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В РЕБРАХ СЛОЖНОЙ КОНФИГУРАЦИИ ПРИ ПУЗЫРЬКОВОМ КИПЕНИИ НА ПОВЕРХНОСТИ РЕБЕР

ВВЕДЕНИЕ

Интенсификация теплообмена имеет важное техническое значение для уменьшения размеров и массы теплообменных аппаратов. Применение оребрения поверхности позволяет интенсифицировать теплообмен в том случае, когда возможность увеличения коэффициента теплоотдачи ограничена теплофизическими свойствами среды, в частности при пузырьковом кипении углеводородов метанового ряда и хладонов. Оценка эффективности применения ребер более сложной формы требует экспериментальных исследований, либо разработки компьютерной модели, позволяющей:

- с помощью расчетной программы для ПЭВМ, осуществлять интегрирование уравнения теплопроводности в (неоднородных) областях произвольной формы при изменяющихся по поверхности граничных условиях (коэффициент теплоотдачи);

- провести верификацию этой программы на представительном массиве экспериментальных данных по интенсивности пузырькового кипения на гладкой и оребренной трубе.

Для верификации использовались экспериментальные данные по пузырьковому кипению пропана и n-гексана на оребренной поверхности при различной конфигурации оребрения, полученные в работе [1], и собственные результаты [4].

1. ПРЕДВАРИТЕЛЬНАЯ ПОДГОТОВКА

1.1. Опытные трубы и геометрия ребер

Лабораторная экспериментальная установка «ТН-300У» [4] является моделью теплонасосной установки. Принципиальная схема экспериментального стенда «ТН-300У» изображена на рис. 1. Основной частью стенда является холодильная машина, рабочим телом которой является фреон R134a. Заданная холодопроизводительность установки (от 100 до 300 Вт) при температуре кипения фреона от -10°C до +10°C обеспечивается компрессором ТНВ 1340У. Кожух испарителя выполнен в виде трубы диаметром 50/43,5 из нержавеющей стали марки 12Х10Н и имеет длину 300 мм. Создан программно-аппаратный комплекс для автоматизированного сбора, первичной обработки и хранения экспериментальных данных (рис.1). На рис. 2 и в таблице 1 представлены исследуемые геометрии оребрения.

1.2. Результаты экспериментов

В таблицах 2 (а, б) приведены экспериментальные данные по теплообмену при пузырьковом кипении n-гексана и R134a соответственно.

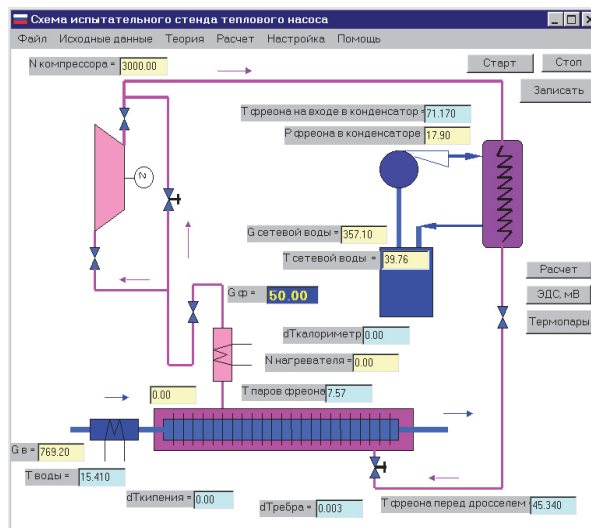


Рис. 1 Принципиальная схема экспериментальной установки «ТН-300У». Интерфейс пользователя "ТН-300У", программа «HeatPump»

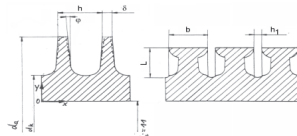


Рис. 2 Геометрии оребрения

Таблица 1. Геометрия труб, изготовленных по технологии деформирующего резания

№ ДР-трубы	Длина L, мм	Шаг оребрения S, мм	Толщина ребра δ, мм	Высота ребра h, мм	Диаметр наружный d _н , мм	Диаметр по основанию ребер d _к , мм	Кэфф. оребрения
1	300	1,2	0,64	1,8	16	12,4	2,75
2	300	0,6	0,32	1,9	16	12,2	8,49

Таблица 2а. Кипение n-гексана

Pipe No.	$\beta s / p c T_s$ [-], [°C]	α [W/m ² K]	Q [W/m ²]	α_k [W/m ² K]	q _k [W/m ²]	ΔT [K]
1a	0.037	2887.3	29325.4	8390.6	85219.6	10,157
MR 644	71.46	764.9	6803.9	2222.8	19772.0	8,895
1b	0.037	2755.8	28971.8	8008.5	84192.2	10,513
MR 657	71.41	767.9	6821.2	2231.5	19822.5	8,883

Таблица 2б. Кипение R134a. Эксперименты ТН-300

Температура окружающей среды t _{oc} = 20 °C Испаритель – (И), Конденсатор – (К)													
t _{жс} И = 4 °C													
dT фреона в К	T паров фреона	dT калори-метра	T фреона перед дросселем	dT воды в И	dT кипения	dT ребра	Ts	Расход воды через К	И	T воды на входе в К	T воды на выходе из К	P ₀	P _k
°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	°C	мл/с	мл/с	°C	°C	бар	бар
Режим №1 V=0,7 В I=0,45А													
37,06	8,47	0,25	26,44	0,35	3,05	1,97	6,36	10,25	33,00	32,50	33,00	2,88	7,27
Режим №2 V=0,7 В													
38,94	7,84	0,17	27,89	0,18	1,23	0,70	3,86	11,75	34,75	32,65	33,00	2,50	7,35
Режим №3 V=5 В													
37,70	8,17	1,10	33,12	0,09	1,59	2,63	-0,01	11,25	34,64	34,90	36,00	2,00	8,18

Непосредственно в экспериментах определялись следующие величины:

1. Плотность теплового потока на внутренней поверхности трубы
2. Температура на внутренней поверхности трубы
3. Температура кипения, т.е. температура среды на внешней поверхности трубы

По этим первичным данным необходимо определить коэффициент теплоотдачи (или его распределение) на внешней оребренной поверхности. При этом граничные условия 1) и 2) заданы на одной и той же (внутренней) поверхности трубы, на внешней (оребренной) поверхности граничное условие (коэффициент теплоотдачи) неизвестно и подлежит определению. Фактически необходимо решить обратную задачу теплопроводности. С целью построения расчетной зависимости экспериментальные данные по коэффициенту теплоотдачи при кипении на оребренной поверхности дополнялись рассчитанными для гладкой трубы по формуле Лабунова.

2. СТАНДАРТНАЯ ОБРАБОТКА

При стандартном способе обработки экспериментальных данных указанные трудности обходятся, ограничиваясь расчетом кажущегося КТО. Опишем кратко стандартный способ первичной обработки опытных данных.

По формуле для одномерной теплопроводности в цилиндрической стенке определяют перепад температур в основной стенке оребренной трубы:

$$\Delta T_{IK} = T_I - T_K = (q_I \pi D_I) \frac{1}{2\pi\lambda} \ln \frac{D_K}{D_I} = (q_K \pi D_K) \frac{1}{2\pi\lambda} \ln \frac{D_K}{D_I} \quad (1)$$

Это условная величина, так как в действительности температурное поле, по крайней мере, двумерное. Плотность теплового потока на внутренней (D_I) или корневой (D_K) поверхности определяется в экспериментах по мощности нагревателя Q , Вт, и длине обогреваемого участка L_H :

$$\frac{Q}{L_H} = q_I \pi D_I = q_K \pi D_K, \text{ Вт/м} \quad (2)$$

Находят температурный напор «основание ребра-кипящая жидкость»:

$$\Delta T_{KS} = \Delta T_{IS} - \Delta T_{IK} \quad (3)$$

Используя геометрические данные, рассчитывают коэффициент оребрения, то есть отношение полной внешней поверхности оребренной трубы к основной цилиндрической поверхности с диаметром D_K , затем находят кажущийся КТО:

$$\varphi = \frac{F_{AUS}}{F_K} \quad (4)$$

$$\alpha_S = \frac{Q/F_{AUS}}{\Delta T_{KS}} = \frac{Q/F_K}{\Delta T_{KS}} \cdot \frac{F_K}{F_{AUS}} = \frac{q_K}{\Delta T_{KS}} \cdot \frac{1}{\varphi} \quad (5)$$

3. ЭФФЕКТИВНОСТЬ ОРЕБРЕНИЯ

Для расчета поля температур в ребре и прилегающему к нему элементу трубы применялась программа FEMSOL [2, 3], реализующая метод контрольного объема конечных элементов для решения уравнения энергии в областях сложной геометрии.

Дискретизация расчетной области проводилась с помощью триангуляции (рис.3а), пример расчета поля температур в Т-образном ребре представлен на рис. 3б.

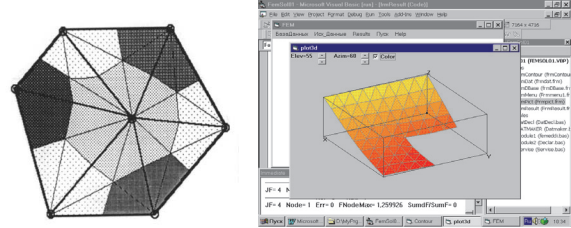


Рис 3. а) Построение контрольного объема. б) Пример расчета поля температур в Т-образном ребре.

Интегрированием вдоль внешней поверхности вычисляется средний температурный напор «внешняя поверхность трубы - кипящая жидкость» ΔT_F , среднее значение плотности теплового потока на этой поверхности q_F , величина коэффициента оребрения φ . Определяют истинный средний КТО на внешней поверхности и находят q_K :

$$\alpha_R = \frac{q_F}{\Delta T_F} \quad (6)$$

$$q_K = q_F \cdot \varphi \quad (7)$$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Целью настоящего анализа является разработка такого способа обработки опытных данных, который позволит определить истинный (реальный) коэффициент теплоотдачи на внешней оребренной поверхности в условиях кипения. Для этого требуется решать обратную задачу теплопроводности. В действительности приходится многократно решать прямую задачу теплопроводности, подбирая недостающее граничное условие так, чтобы результаты решения согласовывались с экспериментом.

Если термическое сопротивление оребренной стенки существенно, двумерный анализ теплопроводности при сложных граничных условиях остается полезным инструментом исследования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Fath W. Waermeuebergangsmessungen an Glatt- und Rippenrohren in einer Standartapparatur fuer Siedeversuche, Diss., Universitaet GH Paderborn, 1986
2. Солодов А.П., Сиденков Д.В. Алгоритм численного решения задач конвективного теплообмена в областях сложной геометрии. // Тр. 1-ой Российской нац. конф. по теплообмену, стр.193–198, 1994, Т.2.
3. Solodov A., Eroschenko E. Calculation of the Two-dimensional Temperature Distribution in Finned Tubes at Pool Boiling. EURO THERM Seminar No 48: Pool Boiling 2. Paderborn, Germany, 1996, p.141–147.
4. Сухих А.А., Сиденков Д.В. Исследование энергетических характеристик цикла теплонасосной установки. Натурный и вычислительный эксперимент // Тез. докл. Всерос. научно-практической конф-и «Человеческое измерение в информационном обществе» 29.10-1.11.2003г., стр.51–52, М.: ВВЦ, пав. №57. Минобразования РФ

ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗВИТИЯ ПАРОВОГО ВЗРЫВА ПРИ ДРОБЛЕНИИ СТРУИ РАСПЛАВА

1. ВВЕДЕНИЕ

Опасное явление парового взрыва, происходящее при попадании высокотемпературных струй расплавов в воду, потенциально возможно при авариях на атомных электростанциях, в металлургической и целлюлозно-бумажной промышленности и др. В процессе развития парового взрыва с высокой скоростью формируются большие объемы пара, что может привести к разрушительным последствиям.

Обычно на первом этапе процесса парового взрыва (премиксинга) после погружения струи расплавленного вещества в воду происходит ее гидродинамический распад на отдельные капли [1–3]. Затем после триггеринга на одной из капель, спровоцированного, по всей видимости, локальным касанием воды и расплава, процесс распространяется на соседние капли. В наших предшествующих работах [4, 5] было впервые зафиксировано такое распространение парового взрыва между отдельными каплями расплава.

В зависимости от условий (свойств расплавленного вещества, скорости погружения и размеров струи и т.д.) возможны различные режимы дробления струи. В работе [6] при определенных диапазонах чисел Рейнольдса и Онезорге были показаны режимы распада струи на крупные части с размерами порядка ее диаметра, сопровождающиеся отрывом небольших капель «сателлитов» с диаметром примерно на порядок ниже. На этих каплях-сателлитах потенциально более вероятен самопроизвольный триггеринг парового взрыва, который провоцирует дальнейшее распространение процесса на соседние крупные фрагменты распада струи.

В настоящей работе представлено экспериментальное исследование с помощью высокоскоростной видеосъемки (с частотой кадров 77 кГц) процесса парового взрыва на дробящейся струе расплавленной соли NaCl в воде при режимах, сопровождающихся формированием капель-сателлитов.

2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА

Исследование проводилось на экспериментальной установке, подробно описанной в [4, 5]. Струя расплава соли NaCl падала в емкость с дистиллированной водой объемом 20 литров, с высоты 70–80 мм. Плавление соли производилось в тигле из графита с помощью индукционного нагрева. Ти-

гель имел форму прямоугольного параллелепипеда 23 x 33 x 35 мм с цилиндрической полостью диаметром 10 мм. Типичная масса загружаемой соли составляла 4–6 грамм. В нижней части полости имелось сквозное отверстие диаметром 4 мм, закрытое графитовыми цилиндрическими стержнями с коническими торцами и открываемое в момент подачи струи в емкость с водой.

Эксперименты проводились при нагреве расплава соли в тигле до $t_{\text{NaCl}} = 1000\text{--}1100^\circ\text{C}$ (температура плавления NaCl – 801°C) и температуре воды $t_{\text{в}} = 20\text{--}25^\circ\text{C}$. Температуры в теле тигля и воды в емкости измерялись хромель-алюмелевыми термодарами. На боковой стенке емкости для воды имелось стеклянное смотровое окно для видеосъемки процесса, которая осуществлялась высокоскоростной видеокамерой Phantom Veo 310L.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

На рис. 1 представлены кадры видеосъемки процесса парового взрыва на дробящейся струе расплавленной соли NaCl. На нём можно видеть момент распада струи в воде на две крупные части (рис. 1а) с формированием капли-сателлита (отмечена белой стрелкой на рис. 1б). От момента погружения струи в воду до первого кадра на рис. 1 прошло примерно 85 мс. Диаметр капли-сателлита составил $d_{\text{сат}} \approx 0,43$ мм, что соответствует примерно на порядок меньше диаметра струи (диаметр струи принимался равным диаметру отверстия тигля – 4 мм).

Числа подобия для струи в приведенном эксперименте имели значения: число Рейнольдса – $Re = 2070$, число Онезорге – $Oh = 1,4 \cdot 10^{-3}$, что по [6] соответствует типичным режимам распада струи на крупные фрагменты с образованием капель-сателлитов. Расчет чисел подобия проводился по формулам: $Re = \rho v d / \mu$, $Oh = \mu / (\rho \sigma d)^{0,5}$, где ρ , v , d , μ , σ – соответственно плотность, скорость, диаметр, коэффициент динамической вязкости и коэффициент поверхностного натяжения для струи расплава. Физические свойства расплава NaCl (ρ , σ) рассчитывались по формулам из [7]. Скорость движения струи рассчитывалась по кадрам видеосъемки и составила $v = 0,4$ м/с.

Описание типичного протекания процесса в проведенных экспериментах представлено ниже. Через короткий промежуток времени после распада струи (в эксперименте на рис. 1 это время состави-

ло примерно 1,5 мс) на капле-сателлите начинаются колебания толщины паровой пленки со скоростью порядка 10 м/с. Причем амплитуда и период с каждым последующим колебанием возрастают, что, по всей видимости, является следствием процесса постепенной фрагментации капли, ведущего к увеличению площади контакта расплава с водой. Заметим, что колебания толщины паровой пленки на одиночных расплавленных каплях перед паровым взрывом отмечались также в [8, 9].

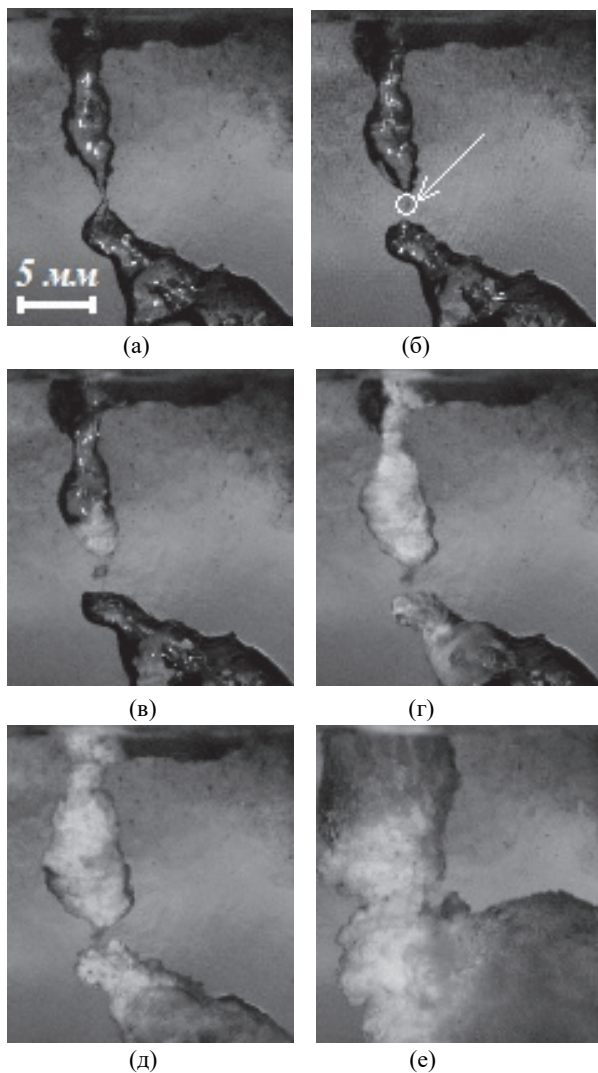


Рис. 1. Распространение парового взрыва при распаде струи расплавленной соли NaCl в воде (температура воды $t_w = 23^\circ\text{C}$, температура соли в тигле $t_{\text{NaCl}} = 1100^\circ\text{C}$, числа подобия для струи $\text{Re} = 2070$, $\text{Oh} = 1,4 \cdot 10^{-3}$). Время экспозиции – 4,5 мкс. Время от кадра (а) – момента распада струи: (б) 1,11 мс; (в) 2,00 мс; (г) 2,03 мс; (д) 2,08 мс; (е) 2,34 мс. Белой стрелкой обозначена капля-сателлит, образовавшаяся при распаде струи. Верхняя граница кадров соответствует уровню воды в емкости.

Во время третьего цикла колебаний капля-сателлит с образовавшейся на ней паровой пленкой достигла максимального диаметра (максимальный диаметр составил 1,7 мм). По-видимому, импульса давления в жидкости, сформированного вследствие резкого парообразования во время третьего цикла оказалось достаточно для начала локального кон-

такта воды с расплавом NaCl на верхнем крупном фрагменте распавшейся струи (рис. 1в) и последующего распространения парового взрыва по всей его поверхности (рис. 1в–г). Что затем спровоцировало аналогичные процессы на нижнем фрагменте (рис. 1г–д). На кадре рис. 1е показан завершающий этап парового взрыва (быстрый рост объема образующегося пара).

4. ЗАКЛЮЧЕНИЕ

С помощью высокоскоростной видеосъемки процесса проведено экспериментальное исследование парового взрыва на дробящейся струе расплавленной соли NaCl в воде при температурах ($t_{\text{NaCl}} = 1000\text{--}1100^\circ\text{C}$, $t_w = 20\text{--}25^\circ\text{C}$). Исследованы режимы распада струи на крупные части, сопровождающиеся отрывом мелких капля-сателлитов.

Впервые воспроизведено и зафиксировано распространение парового взрыва на двух крупных фрагментах распада струи вследствие самопроизвольного триггеринга процесса на капля-сателлите.

Таким образом, показана возможность возникновения парового взрыва ещё на начальном этапе первой стадии (премиксинга) принятой последовательности его развития.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 23-79-01062, <https://rscf.ru/project/23-79-01062/>.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Степанов Е.В. Физические аспекты явления парового взрыва // Препринт ИАЭ. № 54503/3. М.: ИАЭ, 1991. 95 с.
2. Ивочкин Ю.П. Исследование механизмов термогидродинамических и МГД процессов с жидкометаллическими рабочими телами: дис. ... докт. техн. наук. М.: ОИВТ РАН, 2015.
3. Мелихов В.И., Мелихов О.И., Якуш С.Е. Термическое взаимодействие высокотемпературных расплавов с жидкостями // ТВТ. 2022. Т. 60. № 2. С. 280–318.
4. Спонтанный триггеринг парового взрыва: результаты экспериментальных исследований / С.Н. Вавилов, Н.В. Васильев, Ю.А. Зейгарник, А.В. Клименко, Д.А. Скибин // Теплоэнергетика. 2022. № 7. С. 15–22.
5. Васильев Н.В., Вавилов С.Н. и Зейгарник Ю.А. Визуализация процессов, происходящих при самопроизвольном триггеринге парового взрыва // Научная визуализация. 2023. Т. 15. № 2. С. 38–44.
6. Saito S., Abe Y. and Koyama K. Flow transition criteria of a liquid jet into a liquid pool // Nuclear engineering and design. 2017. V. 315. P. 128–143.
7. Катывшев С.Ф., Десятник В.Н. Плотность и поверхностное натяжение расплавов системы NaF–NaCl–ZrF₄ // Атомная энергия. 1998. Т. 84. № 1. С. 61–64.
8. Hansson R.C., Dinh T.N. and Manickam L.T. A study of the effect of binary oxide materials in a single droplet vapor explosion // Nuclear Engineering and Design. 2013. V. 264. P. 168–175.
9. An experimental study on the intense heat transfer and phase change during melt and water interactions / L. Manickam, G. Qiang, W. Ma, S. Bechta // Experimental Heat Transfer. 2019. V. 32. № 3. P. 251–266.

ВЛИЯНИЕ ИСПАРЯЮЩИХСЯ КАПЕЛЬ ВОДЫ НА ТЕПЛОВЫЙ РЕЖИМ ПРОЦЕССА ТОРРЕФИКАЦИИ

ВВЕДЕНИЕ

Для получения качественного твердого биотоплива из биомассы, в том числе из отходов, применяется технология торрефикации – нагрев в бескислородной среде до температуры 250 – 300°C. Успешная организация эффективного процесса торрефикации требует управления экзотермической реакцией, что означает поддержание оптимального температурного режима в диапазоне 250-300°C и предотвращение перегрева обрабатываемого сырья. На экспериментальном стенде для этого установлено устройство, обеспечивающее быструю выгрузку порции торрефицированных пеллет с очагом экзотермического разогрева в зону охлаждения с перемещением на их место в зону высоких температур более холодных слоев. Характерное время такого воздействия составляет несколько десятков секунд, что накладывает серьезные требования к четкости автоматизированной системы управления. Эксперименты и расчеты показали [1, 2], что при таком способе управления экзотермической реакцией процесс торрефикации может сопровождаться колебаниями температуры, вызывать перегрев обрабатываемого сырья.

В данной работе на основании численного моделирования проанализирована возможность управления экзотермической реакцией впрыском в реакционный объем мелкодисперсных капель воды. Предпосылками для проведения такого анализа послужили: во-первых, соотношение между теплотой эндотермического процесса парообразования воды (2.3 МДж/кг) и теплотой экзотермической реакции (0.074 МДж/кг); во-вторых, расчетные данные [3 - 5] по времени охлаждения газа испаряющимися каплями воды. Согласно [4, 5], в зависимости от размеров капель и их массовой концентрации время охлаждения варьируется от миллисекунд до секунд.

Численное моделирование было проведено в два этапа. На первом этапе (решение модельной задачи) рассматривались процессы тепломассообмена в непродуваемом слое нагретого зернистого материала при появлении в нем капель воды, определены характерные времена испарения капель и межфазного теплообмена. На втором этапе моделировался процесс торрефикации с учетом и без учета впрыска капель воды в условиях, соответствующих работе экспериментальной установки торрефикации [2].

1. РЕШЕНИЕ МОДЕЛЬНОЙ ЗАДАЧИ

Рассматривается непродуваемый слой нагретого зернистого материала. Заданными параметрами являются порозность слоя ε , размер частиц и их начальная температура, свойства материала частиц. В слое происходит твердофазная экзотермическая реакция, кинетика которой описывается формулой Аррениуса брутто-реакции:

$$k_g = A_g \exp\left(-\frac{E_g}{AT}\right),$$

где $E_g = 1,8 \cdot 10^5$ Дж/моль, $A_g = 10^{13} \text{ c}^{-1}$, $\Delta h = -7,4 \cdot 10^4$ Дж/кг – тепловой эффект экзотермической реакции.

В начальный момент времени в газовой фазе слоя появляются равномерно распределенные в ней капли воды. Заданными величинами являются начальные значения температуры и радиуса капель. Слой вместе с каплями рассматривается как замкнутая система. Объектом моделирования является термическая релаксация в этой системе. Отметим, что моделирование охлаждения газа испаряющимися каплями в замкнутом объеме [4] и в потоке [5] дало близкие результаты по времени охлаждения.

Поведение температуры твердой фазы в слое зернистого материала с твердофазной экзотермической реакцией определяются как кинетическими характеристиками и теплотой реакции (см. рис. 1, кривая 1), так и присутствием или отсутствием в слое испаряющихся капель воды.

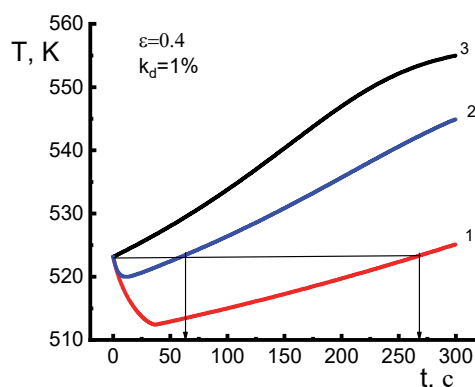


Рис. 1 - Зависимость от времени температуры твердой фазы в слое зернистого материала с твердофазной экзотермической реакцией: 1- при наличии испаряющихся капель; 2 – при наличии капель, но без учета испарения; 3 – при отсутствии капель. Стрелками отмечены значения t_r - времени достижения температурой твердой фазы первоначального значения

Как видно на рис. 1, появление капель воды способно задержать начало разогрева слоя. При-

чем, роль испарения является определяющей: задержка разогрева испаряющимися каплям (рис. 1, кривая 1) существенно больше, чем при наличии капель, но без испарения (рис. 1, кривая 2). Эффективность капель для регулирования температуры твердой фазы можно характеризовать величиной t_r - временем восстановления твердой фазой значения температуры, при которой капли появились в слое. Определение этой величины поясняют стрелки на рис. 1. Она находится на основе численного решения системы уравнений математической модели.

2. ТОРРЕФИКАЦИЯ В ПРОТОЧНОМ РЕАКТОРЕ

Численное моделирование процесса торрефикации проводилось по программе [6], в которую был добавлен модуль учета испаряющихся капель, в условиях, соответствующих работе экспериментальной установки торрефикации. Размеры реактора: высота – 1 м, диаметр – 325 мм. В качестве горячего теплоносителя используются отходящие от газопоршневого электро-агрегата (ГПУ) продукты сгорания. Температура теплоносителя на входе в реактор 280°C. Расход теплоносителя 0.044 кг/с, что соответствует 25 кВт электрической мощности ГПУ. В качестве нулевого момента времени для расчета выбрано состояние, когда весь реактор заполнен древесными пеллетами и равномерно прогрет до температуры 200°C. Рассмотрены два варианта модельных расчетов: без впрыска водяных капель и с кратковременным впрыском в момент, когда экзотермический разогрев достаточно развился.

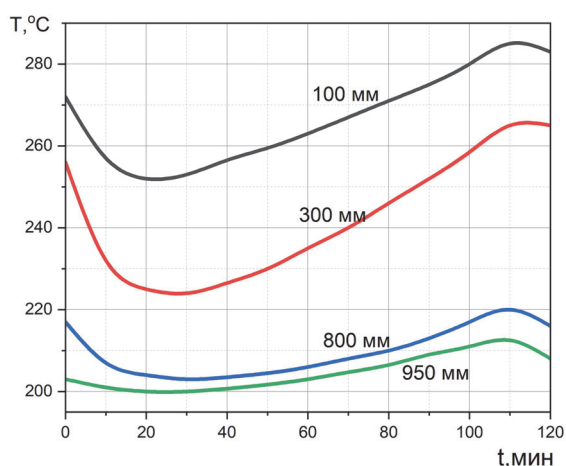


Рис. 2 - Зависимость от времени температуры в различных по высоте реактора сечениях.

Примерно через полтора часа прогрева (рис.2) в нижних слоях начинает развиваться экзотермическая реакция и температура поднимается выше, чем температура теплоносителя на входе в реактор - 280°C. В момент времени 107 минут смоделирован кратковременный 5-ти минутный мелкодисперсный впрыск воды с расходом $G_d=0,0004$ кг/с

(1% от общего расхода греющего теплоносителя). Это привело к приостановке экзотермического разогрева и даже к снижению (на 3%) температуры.

Результаты численных экспериментов подтверждают возможность управления экзотермической реакцией с помощью кратковременного мелкодисперсного впрыска воды с небольшим расходом в зону развития экзотермической реакции для поддержания необходимого (оптимального) температурного уровня, при котором с одной стороны обеспечивается максимальная эффективность процесса торрефикации, с другой – не допускается перегрев обрабатываемого сырья и переход процесса в углежжение.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведен анализ возможности регулирования температурного режима процесса торрефикации с помощью испаряющихся капель воды. Полученные результаты расчеты подтверждают возможность эффективного управления экзотермической реакцией за счет кратковременных впрысков мелкодисперсных водяных капель.

Получено качественное соответствие результатов численного моделирования в двух постановках – упрощенной и приближенной к условиям работы экспериментальной установки.

Работа выполнена при поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (госзадание № 075-00270-24-00)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Shevchenko A.L., Sytchev G.A., Zaichenko V.M.** Energy efficient technology for torrefied biofuel production // В сборнике: 2020 International Multi-Conference on Industrial Engineering and Modern Technologies, FarEastCon 2020. 2020. С. 9271198.
2. **Shevchenko A.L., Sytchev G.A., Zaichenko V.M.** The transition to energy efficient biomass torrefaction technology. Journal of Physics: Conference Series. 2096 (2021) 012082.
3. **Деревич И.В., Фокина А.Ю.** Численное моделирование капельного охлаждения продуктов конверсии метана в синтез-газ // Инженерный журнал: наука и инновации. 2013. Вып. 8. URL: <http://Engjournal.Ru/Catalog/Mathmodel/Hidden/886.html>
4. **Корценштейн Н.М.** Охлаждение газа в облаке испаряющихся капель // Коллоид журн. 2021. V. 83. P. 548.
5. **Корценштейн Н.М.** Охлаждение парогазовой смеси испаряющимися каплями воды // Письма в ЖТФ. 2022. V. 48. P. 41.
6. **Шевченко А.Л., Директор Л.Б.** Программа расчета теплофизических параметров реактора термической конверсии биомассы. (PYRBM) //Свидетельство о государственной регистрации программ для ЭВМ №2018664704 от 29.10.2018.

ТЕМПЕРАТУРНЫЙ РЕЖИМ В ГАЗЕ С ВНУТРЕННИМ ИСТОЧНИКОМ ТЕПЛА ПРИ НАЛИЧИИ ИСПАРЯЮЩИХСЯ КАПЕЛЬ

ВВЕДЕНИЕ

Среди многочисленных направлений использования процесса испарения капель [1] можно выделить два из них, наиболее близких к теме данной работы. В первом - процесс испарения используется для быстрого охлаждения капель. В частности, при получении наночастиц методом LPSP (low-pressure spray pyrolysis). Во втором – процесс испарения капель используется для быстрого охлаждения несущего парогазового потока. Именно таким образом предлагается охлаждать продукты конверсии метана для предотвращения образования сажи. Еще одно направление - стабилизация теплового режима технологического процесса (в том числе, термической переработки древесной биомассы [2]), включающего экзотермическую стадию. В данной работе методами численного моделирования проанализирована возможность управления экзотермической реакцией впрыском в реакционный объем мелкодисперсных капель воды. Предпосылками для проведения такого анализа послужили: во-первых, соотношение между теплотой эндотермического процесса парообразования воды ($L=2,3\text{МДж/кг}$) и теплотой экзотермической реакции ($Q_{\text{ex}} \sim 0,1\text{МДж/кг}$); во-вторых, расчетные данные [3] по времени охлаждения газа испаряющимися каплями воды. Согласно [3], в зависимости от размеров капель и их массовой концентрации время охлаждения варьируется от миллисекунд до секунд. При этом время протекания реакции меняется на порядки в зависимости от температуры.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается облако неподвижных капель, равномерно распределенных в замкнутом теплоизолированном объеме V , заполненном газом с внутренним источником тепла. Заданными величинами являются начальные значения температуры газа и капель, массовая доля и радиус капель. Предполагается, что внутренним источником тепла является экзотермическая мономолекулярная реакция в газовой фазе с Аррениусовской температурной зависимостью константы скорости реакции. Тепловыделение в ходе реакции приводит к росту температуры газовой фазы, а межфазный теплообмен и последующее испарение капель приводит к ее снижению. Искомой величиной является временной ход температуры газовой фазы при одновременном протекании реакции и испарении капель.

Решение поставленной задачи основано на численном моделировании. Использованная математическая модель включает уравнения неразрывности

и энергии для газа, пара и капель:

- массовая доля газа постоянна, а изменение массовых долей пара и капель, а также компонентов реакции связаны условиями баланса;
- в процессе охлаждения газа число капель не меняется, и для принятого моодисперсного распределения изменение массовой доли капель определяется изменением массы и радиуса одной капли с учетом стефановского течения;
- температура компонентов газовой фазы определяется интенсивностью тепловыделения в реакции и охлаждением при теплообмене с каплями;
- температура капель определяется интенсивностью процесса испарения капель и их нагревом при теплообмене с паром и газом.

Допущения, принятые в модели (быстрое выравнивание температур пара и газа в межмолекулярных столкновениях, что позволяет использовать для газовой фазы одно уравнение энергии; однородность температурного профиля внутри испаряющихся капель; квазистационарность процесса испарения капель) и соответствующие им временные ограничения обсуждались в предшествующей работе [3]. Подтверждена корректность их использования для капель с начальным радиусом $\sim 10\text{мкм}$. Потенциальное влияние учета полидисперсного распределения капель оценено в [3] на основе сопоставления с литературными данными.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Численное моделирование было использовано для анализа трех случаев: 1. Температурный режим в реагирующем газе при отсутствии капель; 2. Охлаждение нереагирующего газа испаряющимися каплями; 3. Температурный режим в реагирующем газе при наличии испаряющихся капель.

2.1. Реагирующий газ при отсутствии капель

Для параметров экзотермической реакции были выбраны характерные значения $Q_{\text{ex}} = 74000\text{ Дж/кг}$, $E=180000\text{ Дж/моль}$, $A=10^{13}\text{ с}^{-1}$. Теплоемкость реагентов моделировались свойствами азота. Варьируемой величиной являлась начальная температура газа T_g^0 . Получено решение уравнения энергии для газа, позволяющее определить время разогрева реагирующего газа до определенного уровня на начальной стадии реакции (при $\theta \ll 1$) в зависимости от начальной температуры газа:

$$\Delta t_r = \theta / k(T_g^0) \quad (1)$$

Здесь $\theta = c_g (T_g - T_g^0) / Q_{\text{ex}}$.

2.2. Испарение капель в нереагирующем газе

Представленная выше модель была применена для смеси азота и капель воды ($T_d^0 = 293\text{K}$). Варьируемыми величинами были начальные значения температуры газа и массовой доли капель g_d^0 . В отличие от работы [3], предполагалось полное испарение капель. В этом случае время охлаждения газа совпадает со временем испарения капель Δt_{vap} . Для этой величины получены данные численного моделирования в интервале значений начальной температуры газа 973.15K - 373.15K и 0.01% - 5% для массовой концентрации капель. На основе обобщения данных численного моделирования получено выражение для оценки времени испарения капель в замкнутом объеме при контакте с горячим газом

$$\Delta t_{\text{vap}} = \rho_1 (r_d^0)^2 / 6(1-\Gamma)D(T_g^0)\rho^s (T_d^0) \quad (2)$$

где $\Gamma = g_d^0 L / c_g (T_g^0 - T_d^0)$, L - теплота испарения.

2.3. Реагирующий газ при наличии капель

В рассматриваемом случае имеет место конкуренция двух процессов: экзотермической реакции в газовой фазе и эндотермического испарения капель. Можно предположить, что в зависимости от соотношения характерных времен протекания реакции Δt_r и процесса испарения Δt_{vap} реализуется один из трех сценариев: при $\Delta t_r \ll \Delta t_{\text{vap}}$ реакция успевает закончиться и нагреть газ до начала испарения, а затем испаряющиеся капли его охлаждают; при $\Delta t_r \gg \Delta t_{\text{vap}}$ капли успевают испариться и охладить практически не реагирующий газ, в котором затем начнется реакция; при $\Delta t_r \sim \Delta t_{\text{vap}}$ имеет место одновременное протекание обоих процессов и их взаимное влияние. Результаты вычисления величины $G = \Delta t_{\text{vap}} / \Delta t_r$ представлены на рис. 1.

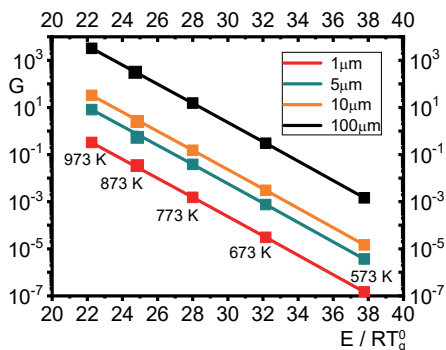


Рис. 1. Соотношение характерных времен испарения и реакции в зависимости от начальных значений температуры газа и радиуса капель.

Как видно из рис. 1, при достаточно высоких температурах ($E/(RT_g^0) < 24$) возможна реализация всех трех сценариев при варьировании начального радиуса капель на два порядка, что обеспечивает изменение времени испарения капель на четы-

ре порядка. Напротив, при достаточно низких температурах ($E/(RT_g^0) > 32$) реализуется только сценарий опережающего испарения капель. Следовательно, в этом температурном интервале процесс испарения капель может быть использован для поддержания температуры реагирующего газа в заданных пределах, поскольку в этом случае время испарительного охлаждения газа существенно меньше времени разогрева газа вследствие протекания реакции. Как видно из рис. 2, обсуждаемый метод стабилизации температуры реагирующего газа имеет ограничение сверху, что связано с двумя обстоятельствами. Во-первых, повышение начальной температуры сокращает время существования газа в заданном температурном интервале и повышает требуемую частоту впрыска капель; во-вторых, повышение начальной температуры газа сближает времена разогрева и испарения. Увеличение начального радиуса капель смещает верхнюю температурную границу в область более низких температур.

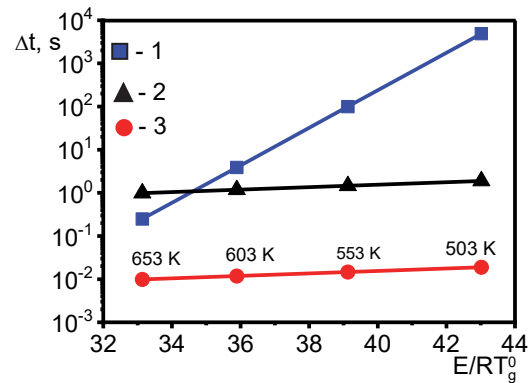


Рис. 2. Соотношение времен разогрева газа (1) и испарительного охлаждения в зависимости от начальных значений радиуса капель: 2 – 100мкм; 3-10мкм.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Получено выражение для оценки времени испарения капель в замкнутом объеме при контакте с горячим газом.
2. Оценена возможность использования испарения капель для стабилизации температурного режима в реагирующем газе.

Работа выполнена при поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (госзадание № 075-00270-24-00)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Duyang Zang, Sujata Tarafdar, Yuri Yu. Tarasevich, Moutushi Dutta Choudhury, Tapati Dutta. Evaporation of a Droplet: From physics to applications // Physics Reports, 804 2019. 1-56.
2. Won Chan Park, Arvind Atreya, Howard R. Baum. Experimental and theoretical investigation of heat and mass transfer processes during wood pyrolysis // Combustion and Flame, 157 2010. 481-494.
3. Kortsenshtein N.M. Gas Cooling in a Cloud of Evaporating Droplets // Colloid Journal, 2021, Vol. 83, No. 5, pp. 582-590.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ КОНДЕНСАЦИИ ПРИ ОПУСКНОМ ТЕЧЕНИИ ФРЕОНА-113 В ВЕРТИКАЛЬНОМ КАНАЛЕ МЕТОДОМ VOF В ТРЕХМЕРНОЙ ПОСТАНОВКЕ

ВВЕДЕНИЕ

Метод Volume of Fluid (VOF) позволяет непосредственно моделировать поведение межфазной поверхности в сложных нестационарных течениях [1]. В настоящее время основные усилия исследователей нацелены на активную разработку и тестирование моделей и алгоритмов для анализа двухфазных течений при наличии тепло- и массообмена [2]. Наиболее популярной и часто используемой моделью для подобных задач является модель Lee [3]. В [4] был предложен алгоритм определения константы в модели Lee на основе данных о свойствах теплоносителей и параметрах расчетной сетки. Данный подход был использован в [5] применительно к процессу конденсации пара R-113 при опускном течении в вертикальной трубе диаметром 9 мм и показал в целом неплохое соответствие данным [6]. Однако, в диапазоне чисел Рейнольдса жидкой пленки от 500 до 1000 наблюдалось заметное отклонение рассчитанных и экспериментальных коэффициентов теплоотдачи, достигающих 50%, хотя в среднем рассогласование не превышало 20%, т.е. было сопоставимо с неопределенностью экспериментальных данных. Одной из причин указанного рассогласования может быть использование двумерной постановки задачи, не позволяющей точно описать характеристики течения пленки конденсата при наличии волн заметной амплитуды на ее поверхности. Для проверки данной гипотезы было выполнено моделирование отдельных режимов из работы [6] с использованием трехмерной постановки. Результаты расчета показали, что трехмерная постановка позволяет заметно повысить точность расчета характеристик теплообмена.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

1.1. Физическая постановка задачи

Рассматривается конденсация при опускном движении пара в круглой трубе. Насыщенный пар с температурой 60 °С и массовой скоростью 88.3 кг/м²с поступает на вход в трубу диаметром 9 мм и длиной 1 м. На стенке трубы задано распределение плотности теплового потока, полученное в эксперименте. Средняя плотность теплового потока составляет 27 кВт/м², неоднородность по длине достигает 30% с локальным минимумом в центре

канала. На входе в канал течение считается гидродинамически стабилизированным. Перед входом в охлаждаемый участок трубы располагается адиабатный участок длиной 0.05 м, чтобы избежать особенностей формирования жидкой пленки непосредственно вблизи входной границы расчетной области. В качестве начальных данных используются результаты решения двумерной задачи, представленные в [5]. В распределение плотности теплового потока по длине были добавлены синусоидальные возмущения по углу, амплитуда которых в начальный момент времени достигала 10%, а затем экспоненциально уменьшалась во времени.

1.2. Особенности математической модели

Для моделирования процессов тепло- и массообмена в работе использовалась модель Lee [3]. Константа модели выбиралась на основе рекомендаций [4]:

$$C' = \frac{2\lambda_l T_{sat}}{\rho_g h_{lg} (\Delta x_{CV})^2} \quad (1)$$

где λ_l – теплопроводность жидкой фазы, Вт/(мК); T_{sat} – температура насыщения, К; ρ_g – плотность паровой фазы, кг/м³; h_{lg} – теплота фазового перехода, Дж/кг; Δx_{CV} – минимальный размер текущего контрольного объема (КО), м.

Для моделирования турбулентного переноса в настоящей работе использовалась стандартная SST-модель [7], выбранная на основании рекомендаций [5].

В базовом варианте на характерной толщине жидкой пленки вблизи стенки строилась равномерная сетка из 10 КО, далее размер КО увеличивался к центру канала с коэффициентом геометрической прогрессии равным 1.1. Вдоль канала размер расчетной сетки составлял 2 капиллярных постоянных (543 КО на общую длину канала). Результаты расчета двумерной задачи показали, что характеристики волнового движения пленки слабо изменяются при дальнейшем уменьшении продольного линейного размера сетки. По угловой координате расчетная область содержала 32 КО с периодическими граничными условиями. Общее число КО расчетной сетки составляло 1042560. Число Куранта было равно 0.2, а характерный шаг по времени составлял 55 мкс. Среднее время расчета 10 шагов

по времени на 8 ядрах (AMD Ryzen 9 5950X) занимало 4 минуты. Все расчеты выполнены с использованием исследовательского CFD-кода ANES [8]

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

На рис. 1 представлено распределение среднего коэффициента теплоотдачи по длине трубы. Ось z направлена вдоль направления движения потока.

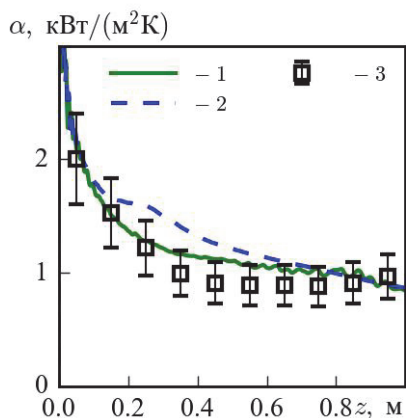


Рис. 1. Распределение среднего по периметру и времени коэффициента теплоотдачи по длине трубы: 1 – трехмерная постановка; 2 – двумерная постановка [5]; 3 – экспериментальные данные $\pm 20\%$ [6].

Следует отметить, что в переходной области при z от 0.15 м до 0.6 м результаты расчета существенно лучше согласуются с экспериментальными данными [6].

На рис. 2 представлено распределение мгновенной интенсивности теплоотдачи на внутренней поверхности (развертке) трубы.

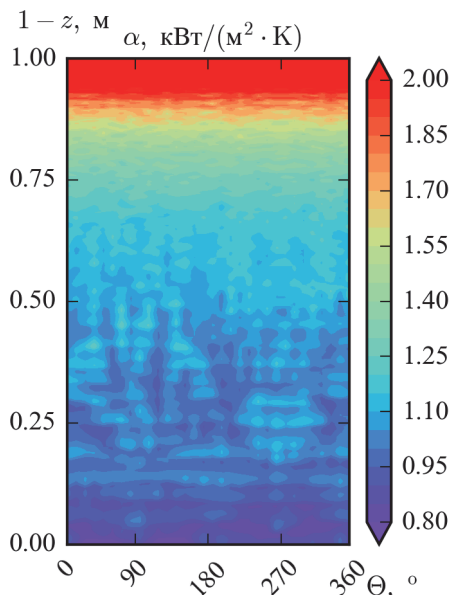


Рис. 2. Распределение мгновенных коэффициентов теплоотдачи на поверхности стенки.

Видно, что распределение коэффициента теплоотдачи имеет заметную неоднородность по периметру трубы из-за возникновения трехмерных волновых структур на поверхности стекающей пленки конденсата.

На рис. 3 представлено распределение мгновенных значений локального коэффициента теплоотдачи по периметру трубы при $z = 0.3$ м.

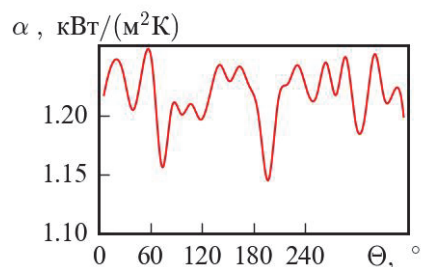


Рис. 3. Распределение мгновенных значений локального коэффициента теплоотдачи по периметру трубы при $z = 0.3$ м. Число Рейнольдса жидкой пленки 550.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполнено моделирование конденсации паров хладона-113 при опускном течении пара в вертикальной трубе. Представленные результаты показывают, что использование трехмерной постановки для моделирования конденсации может существенно повысить точность моделирования в области ламинарно-волнового течения жидкой пленки конденсата.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Российского научного фонда (грант № 22-19-00495, <https://rscf.ru/project/22-19-00495/>).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Hirt C.W., Nichols B.** Volume of fluid (VOF) method for dynamics of free boundaries // *J. Comput. Phys.*, 1981 V. 39. P. 201–225.
2. **Kharangate C. R., Mudawar I.** Review of computational studies on boiling and condensation // *Int. J. Heat Mass Transf.* 2017. V. 108. P. 1164–1196.
3. **Lee W. H.** A pressure iteration scheme for two-phase flow modeling. *Multiphase Transport Fundamentals, Reactor Safety, Applications* // Hemisphere Publishing, Washington, DC. – 1980.
4. **Минко К.Б., Артемов В.И., Клементьев А.А.** Моделирование методом VOF процессов конденсации неподвижного и движущегося насыщенного пара на поверхности горизонтальной трубы // *Теплоэнергетика*. 2023. №3. С.20-39.
5. **Моделирование** процессов конденсации хладонов в вертикальных трубах методом VOF / К.Б. Минко, Г.Г. Яньков, В.И. Артемов, А.В. Птахин // *Теплоэнергетика*. 2023. № 7. С. 70-87.
6. **Local condensation heat transfer in vertical tubes** / A.S. Komendantov, Yu. B. Smirnov, S.G. Avdeyev, N.B. Smirnova // *Heat Transfer Research*. 1992. V. 24. №6. P. 857-865.
7. **Menter F.R.** Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // *AIAA J.* 1994. V. 32 P.1598–1605.
8. **Код** ANES. [Электрон. ресурс.] <http://anes.ch12655.tmweb.ru/> (Дата обращения: 01.05.2024).

МОДЕЛИРОВАНИЕ КОНДЕНСАЦИИ НАСЫЩЕННОГО ПАРА R-142В В ГОРИЗОНТАЛЬНОЙ ТРУБЕ МЕТОДОМ VOF В СОПРЯЖЕННОЙ СО СТЕНКОЙ ПОСТАНОВКЕ

ВВЕДЕНИЕ

Современный уровень мощных компьютерных (CFD - computational fluid dynamics) кодов, разработанных моделей и алгоритмов позволил численному моделированию стать эффективным инструментом изучения двухфазных потоков, анализа всей совокупности протекающих процессов и получения данных о локальных характеристиках течения, с трудом поддающихся непосредственному измерению. Активное внедрение новых моделей в различные CFD-коды должно сопровождаться их кросс-верификацией, результаты которой могут служить основанием для выбора наиболее точных, эффективных и универсальных моделей и алгоритмов. В настоящей работе анализируются результаты решения задачи о конденсации насыщенного пара фреона R142в в горизонтальной трубе в сопряженной со стенкой постановке с использованием двух CFD-кодов – ANES и ANSYS Fluent. Исследования актуальны для теплоутилизационных установок на базе органического цикла Ренкина. Расчеты выполнены с использованием модифицированной модели Lee, предложенной ранее авторами настоящей работы и реализованной в исследовательском CFD-коде ANES. Представлены данные о распределении локальных характеристик теплоотдачи по внутренней стенке трубы, демонстрирующие существенную неоднородность коэффициента теплоотдачи как по длине, так и по периметру трубы.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

1.1. Физическая постановка задачи

В работе рассматривается конденсация R-142в в горизонтальной медной трубе 32x2 мм при давлении 1.53 МПа и фиксированной массовой скорости пара на входе равной 47.0 кг/(м²с). Длина трубы 2 м. Плотность теплового потока на внешней поверхности трубы составляет 27.1 кВт/м². Данное значение выбрано из соображений практически полной конденсации пара на заданной длине трубы. Схема течения представлена на рис. 1. В начале и в конце расчетной области помещены адиабатные участки длиной 0.05 м и 0.15 м, соответственно. Указанные участки не показаны на рисунке 1. Считалось, что теплопроводность стенки на данных участках равняется нулю. На вход в трубу подавался насыщенный пар, имеющий стержневой профиль скорости.

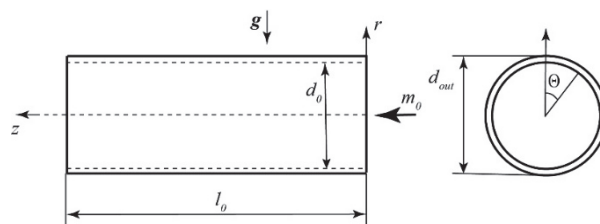


Рис. 1. Схема расчетной области.

1.2. Особенности математической модели

Для расчетов в работе использовались коды ANES и ANSYS Fluent. В модели VOF двухфазная среда описывается односкоростной и однотемпературной гомогенной моделью, истинные свойства фаз которой считаются постоянными [1]. Для моделирования процессов тепло- и массообмена в работе использовалась модель Lee [2]. Константа модели выбиралась на основе рекомендаций [3]:

$$C' = \frac{2\lambda_l T_{sat}}{\rho_g h_{lg} (\Delta x_{CV})^2} \quad (1)$$

где λ_l – теплопроводность жидкой фазы, Вт/(м·К); T_{sat} – температура насыщения, К; ρ_g – плотность паровой фазы, кг/м³; h_{lg} – теплота фазового перехода, Дж/кг; Δx_{CV} – минимальный размер текущего контрольного объема (КО), м.

Для моделирования турбулентного переноса в настоящей работе использовалась стандартная SST-модель [4], выбранная на основании рекомендаций [5].

В коде ANES распределение температуры в стенке трубы определялось путем непосредственного решения уравнения теплопроводности. В коде ANSYS использовалась упрощенная модель на основе уравнений, осредненных по толщине стенки. Структурная сетка кода ANES имела 220 тыс. КО, неструктурная сетка кода ANSYS Fluent – 280 тыс. КО. Размер КО вдоль течения пара составлял 25 мм. Характерный радиальный размер ячейки вдали от стенки не превышал 1 мм. Вблизи стенки радиальный размер КО увеличивался от 1 мкм до 1 мм с коэффициентом логарифмичности равным 1.1. Параметры выбранной сетки несколько превосходят наиболее подробные сетки из работ [6], в которых был выполнен детальный анализ сеточной сходимости.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

На рис. 2 представлено распределение среднего по периметру коэффициента теплоотдачи по длине трубы. Результаты расчета сопоставляются с полуэмпирической методикой M.Shah из работ [7], с помощью которой обобщены данные 132 источников для 51 вещества. Среднее отклонение результатов, полученных с помощью указанной методики от экспериментальных данных, не превышает 17%. Для расчетов локального по длине коэффициента теплоотдачи в методике [7] использовалось расходное массовое паросодержание, полученное при обработке результатов CFD моделирования авторов данной работы.

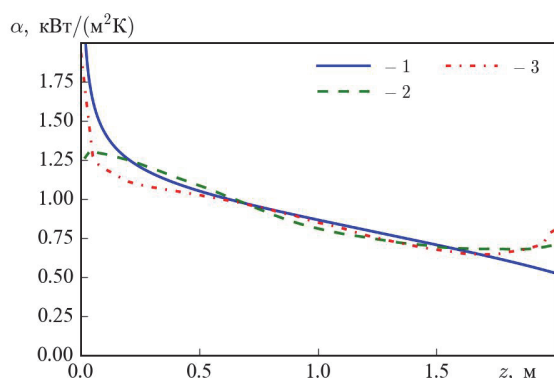


Рис. 2. Распределение осредненного по периметру трубы коэффициента теплоотдачи по длине канала: 1 – методика [7]; 2 – ANES; 3 – ANSYS.

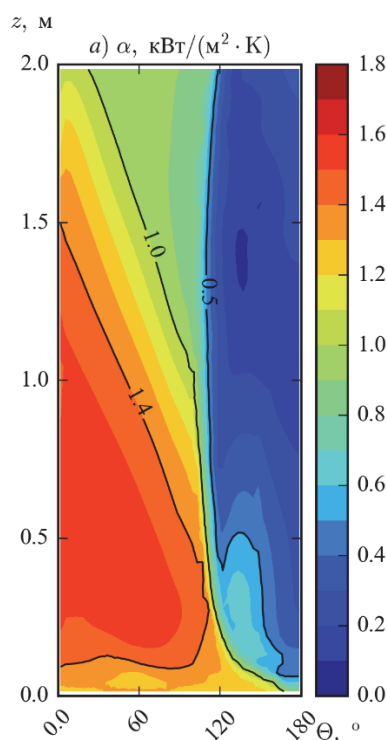


Рис. 3. Распределение коэффициента теплоотдачи по поверхности стенки.

Видно, что результаты расчетов кодами ANES и ANSYS достаточно хорошо согласуются между собой и близки к эмпирической зависимости M.Shah [7]. Некоторое отклонение результатов моделирования от соотношения [7] вблизи выходного сечения, по-видимому, связано с влиянием граничных условий на выходе, которое обычно проявляет свой приближенный характер при моделировании режимов с практически полной конденсацией пара.

Распределение коэффициента теплоотдачи на внутренней поверхности (развертке) трубы представлено на рис. 3. Видно, что по мере конденсации пара в нижней части канала образуется ручеек, формирование которого приводит к заметному снижению интенсивности теплоотдачи примерно на трети поверхности.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Кросс-верификация алгоритмов VOF, реализованных в кодах ANES и ANSYS Fluent с использованием предложенного в [3] автоматического выбора константы в модели Lee, показала, что результаты моделирования конденсации насыщенного пара в горизонтальной трубе, полученные указанными кодами, хорошо соответствуют друг другу и близки к зависимости, рекомендованной Shah [7] для кольцевого режима течения двухфазной смеси. Результаты моделирования процессов конденсации продемонстрировали существенную неоднородность распределения интенсивности теплоотдачи и плотности теплового потока на внутренней поверхности трубы при задании постоянной плотности теплового потока на внешней поверхности.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Российского научного фонда (грант № 22-19-00495, <https://rscf.ru/project/22-19-00495/>).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Hirt C.W., Nichols B. Volume of fluid (VOF) method for dynamics of free boundaries // J. Comput. Phys., 1981 V. 39. P. 201–225.
2. Lee W. H. A pressure iteration scheme for two-phase flow modeling. Multiphase Transport Fundamentals, Reactor Safety, Applications // Hemisphere Publishing, Washington, DC, 1980.
3. Минко К.Б., Артемов В.И., Клементьев А.А. Моделирование методом VOF процессов конденсации неподвижного и движущегося насыщенного пара на поверхности горизонтальной трубы // Теплоэнергетика. 2023. №3. С.20–39.
4. Menter F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // AIAA J. 1994. V. 32 P.1598–1605.
5. Моделирование процессов конденсации хладонов в вертикальных трубах методом VOF / К.Б. Минко, Г.Г. Яньков, В.И. Артемов, А.В. Птахин // Теплоэнергетика. 2023. № 7. С. 70–87.
6. Моделирование процессов конденсации хладагона R113 в горизонтальной трубе методом VOF / Г. Г. Яньков, О. О. Мильман, К. Б. Минко, В. И. Артемов // Теплоэнергетика. 2023. № 11. С. 26–41.
7. Shah M.M. Improved general correlation for condensation in channels // *Inventions*. 2022. V. 7. Is. 4. P. 114.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕЧЕНИЯ ДВУХФАЗНОГО ПОТОКА ВБЛИЗИ ПОГРУЖЕННОГО ДЫРЧАТОГО ЛИСТА

ВВЕДЕНИЕ

Важным элементом сепарационной схемы горизонтального парогенератора, использующегося на АЭС с ВВЭР, является погруженный дырчатый лист (ПДЛ) [1]. ПДЛ это устройство, обладающее высоким коэффициентом гидравлического сопротивления, которое позволяет выравнять существенно неравномерные по пространству пароводяные потоки, поступающие из трубки.

Для исследования двухфазных процессов в области ПДЛ необходимы специальные экспериментальные исследования. Также важную роль для понимания закономерностей движения двухфазной среды играют методы компьютерного моделирования с помощью CFD кодов. В данной работе проведены экспериментальные исследования течения пароводяного потока через отверстие ПДЛ на установке «Барботёр» и численное моделирование этого процесса кодом OpenFOAM [2].

2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

2.1. Установка «Барботёр»

Для исследования гидродинамики двухфазного потока под и над ПДЛ на кафедре АЭС НИУ «МЭИ» была сооружена установка «Барботёр». Рабочий участок этой установки имеет форму параллелепипеда с размерами 690x300x1000 мм с прозрачными стенками. В нижней части рабочего участка установлены три раздающих короба для подачи воздуха. В средней части был установлен перфорированный лист размером 600x300 мм с четырьмя отверстиями диаметром 13 мм.

Таблица 1. Параметры экспериментов и опытные данные

№	Расход воздуха, л/мин	Перепад давления на ПДЛ, кПа	Размер пузырей, мм	Частота образования пузырей, шт./с	Размер водяных капель/струй, мм
1	30	0.32	25 - 33	6-8	2-20/30-95
2	90	0.40	38 - 53	6-9	2-18/36- 120

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ЧИСЛЕННОГО АНАЛИЗА

3.1. Краткое описание кода OpenFOAM

Код OpenFOAM [2] содержит набор расчетных модулей, в которых реализованы различные математические модели механики сплошных сред. Основным расчетным модулем для двухфазных задач гидродинамики является interFoam, позволяющий с помощью метода VOF (Volume Of Fluid) моделировать движение двух несжимаемых жидкостей с учетом силы поверхностного натяжения. Совместное решение уравнения неразрывности и нестационарного уравнения импульса для эффективной жидкости осуществляется методом PISO, основанным на схеме типа предиктор – корректор.

Сжатый воздух из системы подготовки и подачи воздуха подается в раздающий коллектор, затем по трем трубопроводам подводится к перфорированным коробам рабочего участка.

Система измерений установки «Барботёр» включает в себя датчики перепада давления на ПДЛ и расходомеры для измерения расхода воздуха. Для видеофиксации процесса использовались фото- и видеосъемка.

2.2. Основные результаты

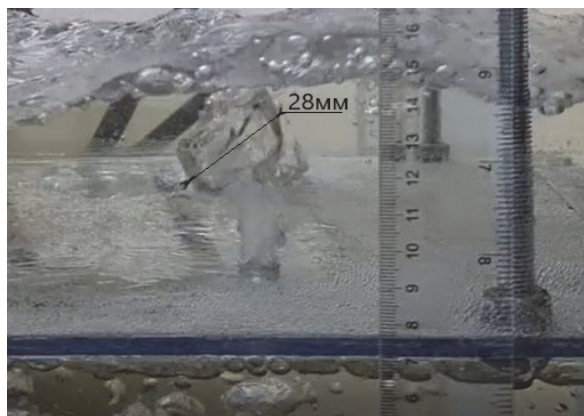
Было выполнено два эксперимента с различными расходами воздуха. Длительность каждого эксперимента составляла около 100 с. Общая картина процесса выглядела следующим образом. В результате подачи воздуха из раздающих коробов формируются пузырьки, движущиеся вверх. Достигнув ПДЛ, воздух растекается по нижней поверхности листа, образуя воздушную подушку. Далее воздух через отверстия ПДЛ вытекает вверх и опять в виде пузырьков пробулькивает через слой воды, находящийся над ПДЛ. И, наконец, достигнув поверхности раздела, устремляется вверх и покидает рабочий участок. При этом на поверхности раздела образуются капли воды, различного размера, подсакающие вверх на некоторую высоту.

Основные параметры экспериментов и полученные экспериментальные данные представлены в Таблице 1.

3.2. Результаты расчетов

Для снижения времени расчета моделировалась не вся экспериментальная установка, а лишь её 1/4 часть, расположенная выше ПДЛ и включающая в себя одно отверстие ПДЛ. Таким образом, расчетная область представляла собой параллелепипед, имеющий размеры 345 мм в длину, 150 мм в ширину и 300 мм в высоту. В начальный момент времени эта область заполняется водой на 60 мм, выше воды находится воздух. В нижней части расчетной области находится круглое отверстие диаметром 13 мм, через которое подается воздух с соответствующим расходом. Для моделирования эксперимента была создана неравномерная расчетная сетка, включающая 1 млн. контрольных объемов со сгущением к входному отверстию.

Качественная картина течения, полученная в расчетах полностью соответствовала закономерностям, наблюдавшимся в экспериментах. Периодическое всплытие пузырей воздуха из нижнего отверстия приводит к формированию разнообразных водяных образований (капелек, крупных капель, лигаментов, струй) на поверхности раздела, устремляющихся затем вверх.



Такие количественные характеристики как размер пузырей воздуха и скорость их всплытия, размер образующихся водяных структур, частота их образования, полученные в расчетах, соответствуют экспериментальным наблюдениям.

На рис.1 2 показаны характерные картины всплытия пузырей и формирования водяных струй в эксперименте и расчете (расход воздуха 30 л/мин).

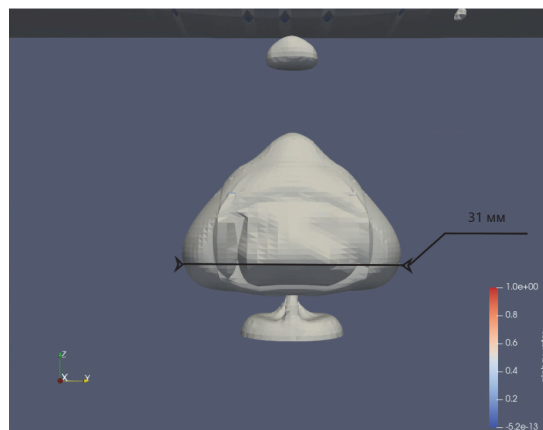


Рис. 1. Пузырь воздуха в барботажном слое над ПДЛ: эксперимент (слева), расчет (справа)

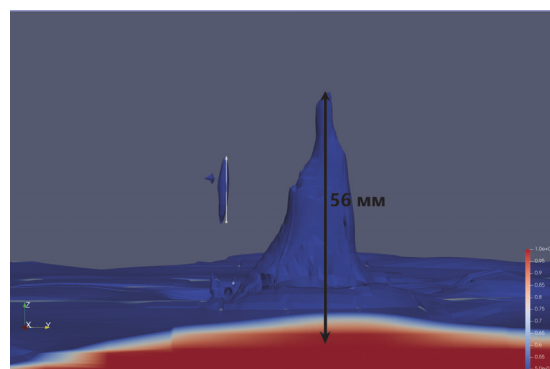
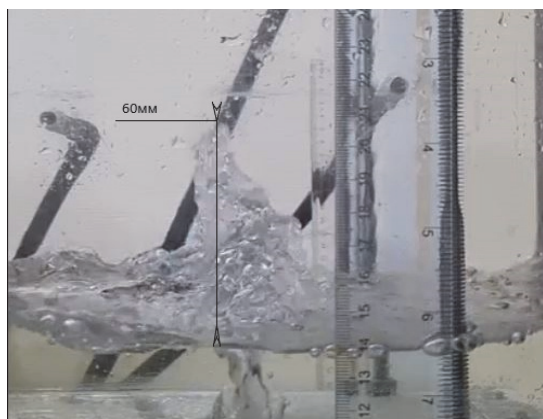


Рис. 2. Струя воды на поверхности раздела: эксперимент (слева), расчет (справа)

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенное экспериментально-расчетное исследование выявило сложную нестационарную картину течения двухфазного потока вблизи ПДЛ, состоящую в периодическом всплытии пузырей воздуха из отверстия пузырей, которые по достижении ими поверхности раздела вызывают образование разнообразных всплесков воды. Численное моделирование кодом OpenFOAM показало хорошее совпадение с результатами экспериментов.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-19-00793, <https://rscf.ru/project/22-19-00793/>.

Расчеты проводились на вычислительных ресурсах Межведомственного суперкомпьютерного центра Российской академии наук, <https://www.jscs.ru/>.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мелихов В.И., Мелихов О.И., Ле Т.Т. Экспериментально-расчетные исследования гидродинамических процессов в горизонтальном парогенераторе. М.: Наука, 2022. 213 с.
2. **Официальный сайт OpenFOAM:** URL: <https://www.openfoam.org/> (дата обращения 22.04.2024)

ОХЛАЖДЕНИЕ ДИСПЕРГИРОВАННЫМ ПОТОКОМ, СОВЕРШАЮЩИМ ФАЗОВЫЙ ПЕРЕХОД, МОДИФИЦИРОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

Исследование охлаждения диспергированным потоком различных поверхностей в настоящее время приобрели большую актуальность в связи с ростом требований к охлаждающим системам во многих областях техники [1].

Поскольку тепловой поток от высокотемпературной поверхности, охлаждаемой диспергированным потоком, отводится за счет нескольких механизмов теплосъема, то необходимо оценить, какая именно его часть отводится за счет фазового перехода. Для этого была проведена модернизация экспериментального стенда, моделирующего энергонагруженные элементы термоядерных установок, предназначенного для изучения термостабилизации высокотемпературных поверхностей диспергированным потоком теплоносителя.

В рамках данного исследования проводится сравнение эффективности фазового перехода для немодифицированной поверхности и поверхности, содержащей модификацию, полученную обработкой электронным пучком.

1. МОДЕРНИЗАЦИЯ ИЗМЕРИТЕЛЬНОЙ СХЕМЫ

На рис. 1 приведена принципиальная схема экспериментальной камеры (1), с ее основными структурными элементами, а также различными измеряемыми теплофизическими параметрами.

Теплоноситель подводится по патрубку (2) в форсунку (3), которая распыляет его на поверхность медного рабочего участка (4), нагреваемого индукционно. Далее часть теплоносителя совершает фазовый переход, и конденсируется на змеевиковом конденсаторе (5), после чего попадает в левый отбор. Неиспарившаяся часть теплоносителя попадает в правый отбор. U-образный манометр (6) позволяет измерять перепад давления в экспериментальной камере, относительно атмосферного давления. Модернизированная схема измерений позволяет провести оценку отводимой плотности теплового потока, а также ее конвективной составляющей и составляющей фазового перехода, с помощью измерений температуры теплоносителя в различных точках теплообменного цикла.

2. ИСПОЛЬЗУЕМАЯ ФОРСУНКА

В проведенной серии экспериментов использовалась гидравлическая полноконусная форсунка фирмы Danfoss, имеющая диаметр сопла 0,4 мм. Параметры распыления изменяются в следующих диапазонах: давление на входе в форсунку

$p = (4 \div 14) \cdot 10^5$ Па; расход теплоносителя, проходящего через сопло форсунки $G = (2 \div 4,3) \cdot 10^{-3}$ кг/с; число Вебера $We = (2 \div 10)$; число Рейнольдса $Re = (1 \div 2) \cdot 10^4$; средний диаметр Заутера для капель составляющих факел распыла $d_{32} = 85 \div 120$ мкм (уменьшается с увеличением давления на входе в форсунку); начальная температура теплоносителя $T_{вх1} = (20 \div 50)$ °С.

Средний диаметр Заутера был определен из соотношения, полученного авторами [2]:

$$d_{32} = 3,67(Re \cdot \sqrt{We})^{-0,259}.$$

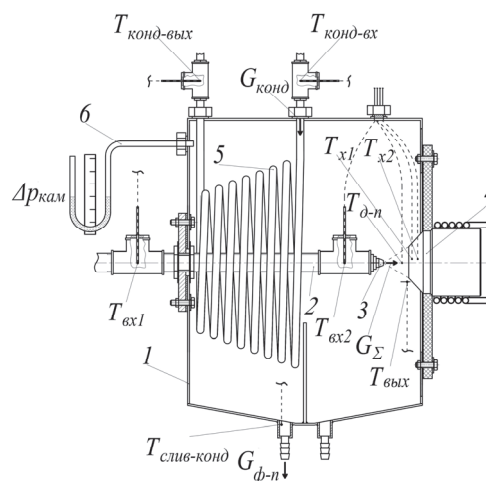


Рис. 1. Схема экспериментальной камеры: 1 – корпус камеры, 2 – подводящий патрубков, 3 – форсунка, 4 – рабочий участок, 5 – змеевиковый конденсатор, 6 – U-образный манометр

3. ХАРАКТЕРИСТИКА МОДИФИЦИРОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Обработку теплообменной поверхности рабочего участка осуществлялась на электронно-лучевой установке АЛТК-344-12. Для обработки поверхности использовалась развертка типа «импульсная». Скорость обработки поверхности составляла $v_{обр} = 1500$ мм/мин, частота развертки $f = 24$ Гц, ток луча $I_l = 65$ мА. Время действия одного импульса составляет 0,4 мс. Как видно из фотографии (рис. 2) поверхность имеет аperiодичную структуру, сформированную каплями расплавленного и кристаллизовавшегося впоследствии металла, имеющими размер от 50 до 150 мкм. Глубина полостей по оценкам достигает 600 мкм. Данная поверхность сравнивалась с немодифицированной поверхностью, обработанной торцевым резцом, имеющей следующие параметры шероховатости, зафиксированные профилометром MarSurf PS10: $R_z = 4,8$ мкм; $R_a = 1,2$ мкм.

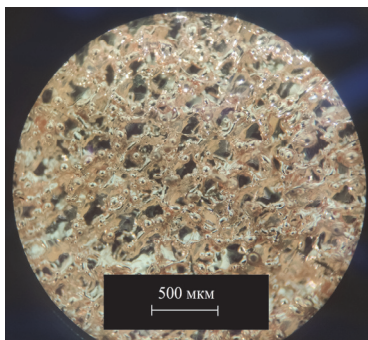


Рис. 2. Макрофотография модифицированной поверхности

3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

На рис. 2 приведена зависимость суммарной плотности теплового потока, ее конвективной составляющей и составляющей фазового перехода от температуры охлаждаемой стенки рабочего участка. Охлаждаемая стенка содержит модификацию, полученную путем обработки электронным пучком. Из представленной зависимости следует, что значения суммарной плотности теплового потока, оцененные из теплового баланса и из закона Фурье отличаются не более чем на 10%. Также можно сделать вывод о том, что вклад фазового перехода в теплообмен диспергированного потока с нагретой стенкой, для используемой форсунки, существенно возрастает с увеличением подводимого теплового потока, и при максимальной температуре стенки превышает вклад конвективного механизма десятикратно.

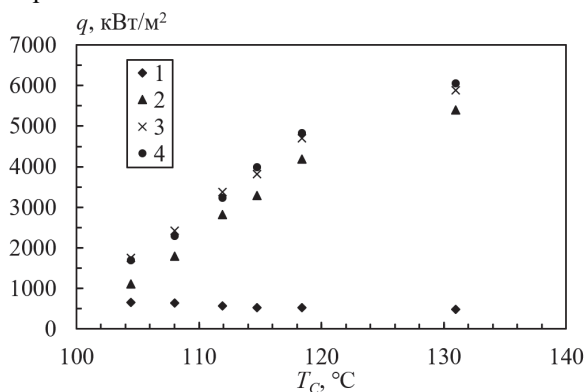


Рис. 2. Зависимость плотности теплового потока от температуры стенки охлаждаемой поверхности: 1 – плотность теплового потока, отводимого за счет фазового перехода, $q_{\phi-n}$; 2 – плотность теплового потока, отводимая за счет конвективного механизма, $q_{конв}$; 3 – суммарная плотность теплового потока, оцененная по тепловому балансу, $q_{\Sigma 1}$; 4 – суммарная плотность теплового потока, оцененная из закона Фурье, $q_{\Sigma 2}$; расход теплоносителя $G_y = 2,8 \cdot 10^{-3}$ кг/с, давление теплоносителя на входе в форсунку $p = 6 \cdot 10^5$ Па

Из зависимости, представленной на рис. 3 следует, что модификация поверхности электронным пучком при диспергированном охлаждении увеличивает плотность теплового потока, отводимую за счет фазового перехода до 60% относительно не-

модифицированной поверхности при невысоком перегреве поверхности относительно температуры насыщения (примерно 20 °С). При этом критическая плотность теплового потока для модифицированной и немодифицированной поверхности отличается незначительно (<5%). Плотность теплового потока, отводимая за счет конвекции отличается для данных поверхностей не более чем на 5%.

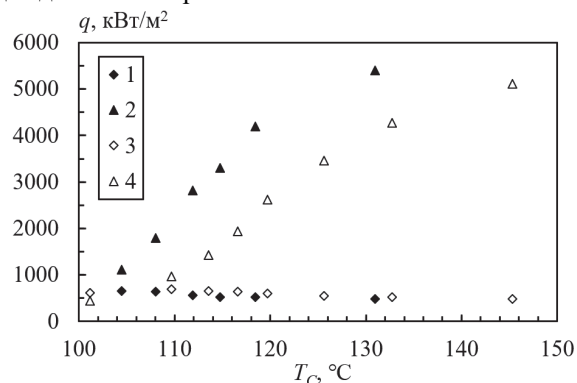


Рис. 3. Зависимость суммарной плотности теплового потока от температуры стенки охлаждаемой поверхности: 1 – $q_{конв}$ для модифицированной поверхности; 2 – $q_{\phi-n}$ для модифицированной поверхности; 3 – $q_{конв}$ для немодифицированной поверхности; 4 – $q_{\phi-n}$ для немодифицированной поверхности;

$$G_y = 2,8 \cdot 10^{-3} \text{ кг/с}, \quad p = 6 \cdot 10^5 \text{ Па}$$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Модернизированная методика измерений экспериментального стенда позволяет с приемлемой погрешностью оценивать конвективную составляющую плотности теплового потока и составляющую фазового перехода, при охлаждении высокотемпературной поверхности диспергированным потоком теплоносителя.

Представленные экспериментальные данные позволяют сделать вывод о ключевом вкладе фазового перехода в теплообмен исследуемого процесса. Модификация поверхности электронным пучком позволила добиться увеличения плотности теплового потока относительно немодифицированной поверхности в 1,6 раза в области низких перегревов поверхности.

Работа выполнена при финансовой поддержке РНФ (Договор № 23-19-00476).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Huddle, J. J., Chow, L. C., Lei, S., Marcos, A., Rini, D. P., Lindauer, S. J., Bass, M. and Delfyett, P. J. Thermal Management of Diode Laser Arrays // Sixteenth Annual IEEE Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium. San Jose, CA, Mar. 23, 2000. P. 154–160.
2. Estes K.A., Mudawar I. Correlation of Sauter mean diameter and critical heat flux for spray cooling of small surfaces // Int. J. Heat Mass Transf. 1995. Vol. 38 P. 2985–2996.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ОБЪЕМНОЙ КОНДЕНСАЦИИ С УЧЕТОМ КОАГУЛЯЦИИ ЧАСТИЦ В ТУРБУЛЕНТНОМ ПОТОКЕ

ВВЕДЕНИЕ

Промышленная очистка газов является актуальной проблемой, решение которой возможно с применением криогенной и холодильной техники. Так, например, воздух, подаваемый на воздухоразделительные установки (ВРУ), требует глубокой очистки от примесей, в частности, от паров воды. При конденсации пары воды при большом переохлаждении могут переходить сразу в твердое состояние, что препятствует транспортировке жидкости по трубам, снижает срок службы трубопроводов из-за коррозии, а при попадании в проточную часть теплообменников может существенно снизить их эффективность и даже вывести их из строя: именно поэтому к очищаемой среде предъявляются крайне строгие требования [1].

В качестве альтернативы существующим способам очистки (например, сорбционными технологиям), предлагается очистка газов путем конденсации примесей в потоке расширяющегося газа. В ходе этого процесса капли могут расти за счет двух механизмов: с одной стороны, за счет непосредственно конденсации на поверхности частиц, а с другой – за счет соударений и последующей коагуляции.

Основная цель настоящей работы – развитие подхода к моделированию процессов объемной конденсации, основанного на решении кинетического уравнения с применением расчетного CFD-пакета. Предлагаемая модификация метода позволяет учесть коагуляцию частиц конденсационного аэрозоля, влияние которой может быть существенно, например, в парожидкостных турбодетандерах.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается расширение парогазовой смеси, состоящей из воздуха и паров воды, в проточной части щелевого сопла Лавала. При этом, в работе рассматривается три варианта постановки задачи об объемной конденсации: без учета коагуляции, с учетом коагуляции и с учетом коагуляции и турбулентности.

Воздух выступает в качестве неконденсирующегося газа-носителя, а пары воды – в виде конденсирующегося компонента. Задача решается в трехмерной стационарной постановке с применением CFD-пакета.

Математическое описание рассматриваемой задачи включает в себя систему уравнений, состоящую из уравнений Навье – Стокса для сжимаемого газа, усредненных по Рейнольдсу и Фавру [1], уравнения состояния, а также уравнений турбулентности для замыкания системы для третьего случая.

Для исследования процесса объемной конденсации к системе уравнений движения, энергии, состояния и пр. необходимо добавить учет кинетики конденсации. В основе описания этого процесса лежит кинетическое уравнение для функции распределения капель по массам с учетом коагуляции капель, которое в общем виде записывается следующим образом [2]:

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \vec{u} \cdot \nabla f + \frac{\partial}{\partial m} (Jf) = \frac{I}{\rho} \delta(m - m_{cr}) + \frac{\rho}{2} \int_0^m \int_0^m Kf(m_1)f(m_2)\delta(m - m_1 - m_2)dm_1dm_2 - \rho f(m_1) \int_0^m Kf(m_1)dm_1 \quad (1)$$

где f – функция распределения капель по массам, нормированная на количество капель в единице массы, δ – дельта-функция Дирака, I – скорость нуклеации, $1/(m^3c)$, J – скорость роста массы капель, $кг/с$, m_{cr} – масса частицы критического радиуса, $кг$, K – ядро коагуляции, которое в общем случае является функцией масс сливающихся частиц.

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{\partial \rho \Omega_0}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (F_i \Omega_0) &= I - \frac{1}{2} K \Omega_{0V}^2 \\ \frac{\partial \rho \Omega_1}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (F_i \Omega_1) &= I r_{cr} + \left(\dot{r} + \frac{r_d}{6} K \Omega_{0V} \right) \rho \Omega_{0V} \\ \frac{\partial \rho \Omega_2}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (F_i \Omega_2) &= I r_{cr}^2 + 2 \left(\dot{r} + \frac{r_d}{6} K \Omega_{0V} \right) \rho \Omega_{1V} \\ \frac{\partial \rho \Omega_3}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (F_i \Omega_3) &= I r_{cr}^3 + 3 \dot{r} \rho \Omega_{2V} \\ r_d &= \frac{\Omega_1}{\Omega_0} \\ K(r_d) &= 8 \sqrt{\frac{3k_b T r_d}{\rho_l}} \end{aligned} \right. \quad (2)$$

Поскольку задача решается с применением CFD-пакета, для решения кинетического уравнения применяется метод моментов [3]. При переходе от кинетического уравнения (1) к системе моментных уравнений удобно использовать функцию распределения капель по размерам, ввиду чего, после преобразований, итоговая система принимает вид (2). Прирост массы частиц, убыль массы примеси, вследствие конденсации, а также тепловыделение и межфазный теплообмен учитываются в расчетном пакете с помощью источниковых членов в системе уравнений Навье-Стокса.

Для указанной выше математической модели принимаются следующие допущения:

- 1) рассматривается двухтемпературное приближение, при котором температуры частиц и газового потока не равны;
- 2) рассматривается броуновская коагуляция частиц, которой соответствует вид ядра К (2) в монодисперсном приближении;
- 3) в качестве модели турбулентности принимается модель $k-\omega$ SST.

Модель с указанными допущениями реализована в виде специального расчетного модуля «Объемная конденсация», интегрируемого в расчетный CFD-пакет [4].

На входе в сопло задается полное давление $P_0=30.25$ кПа и температура смеси $T_0 = 308$ К, а также массовая доля паров воды (до 5%).

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

В ходе работы получены распределения числовой плотности капель вдоль центральной линии сопла для трех случаев (рис.1).

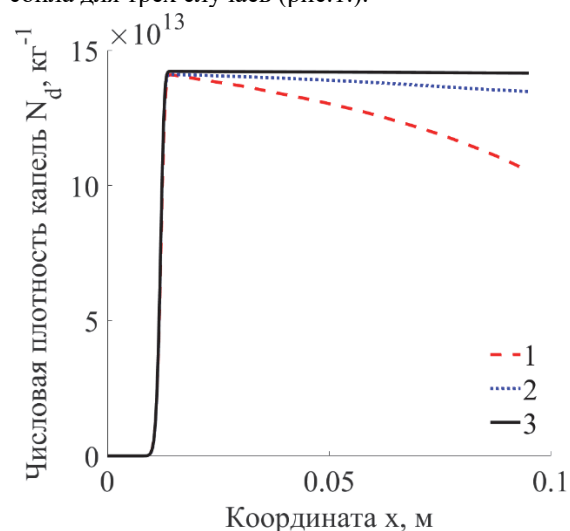


Рис.1. Числовая плотность капель. 1 – с учетом коагуляции и турбулентности, 2 – с учетом коагуляции, 3 – без учета коагуляции.

Видно, что без учета коагуляции количество капель остается постоянным, а с коагуляцией убывает. При этом, важно отметить, что с учетом турбулентности убывание количества капель (а значит рост их среднего радиуса) усиливается, что может быть объяснено хорошо известным фактом – в турбулентных потоках перемешивание происходит более эффективно, ввиду чего большее число капель сталкивается и коагулирует.

Также были получены распределения температуры капель T_d , степени пересыщения S , а также межфазного теплового потока q в продольном сечении сопла. По представленным распределениям можно локализовать начало процесса конденсации.

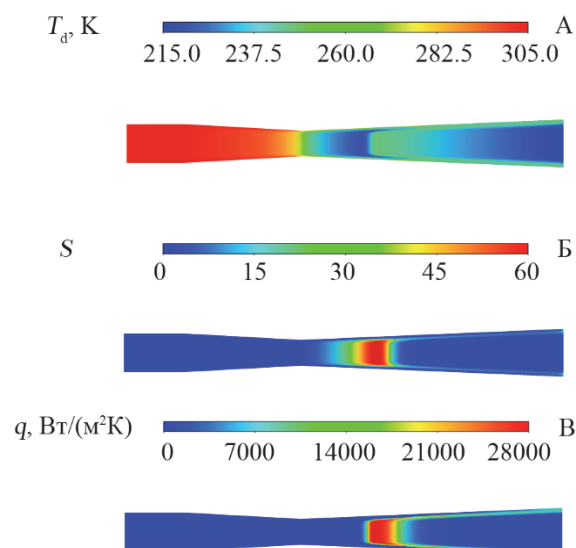


Рис.2. Распределения параметров в продольном сечении сопла. А – температура капель, Б – степень пересыщения, В – межфазный тепловой поток.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе рассмотрена объемная конденсация паров воды в проточной части щелевого сопла Лавала с учетом коагуляции и турбулентности. Показано, что вследствие учета турбулентного перемешивания интенсивность коагуляции повышается. Полученные результаты качественно согласуются с результатами экспериментальных исследований сторонних авторов [5].

Исследование выполнено при финансовой поддержке РНФ в рамках научного проекта № 23-29-00540.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Гидродинамика. Издание 6-е. М.: Физматлит, 2015. 728 с. (Теоретическая физика, т. VI).
2. Филиппов Г.А., Аветисян А.Р. Эйлеровы методы моделирования полидисперсных турбулентных течений влажного пара в турбинных решетках и соплах Лавала с учетом нестационарных фазовых переходов // Вестник РФФИ. 2015. №3 (87). С. 54–61.
3. Стернин Л.Е. Основы газодинамики двухфазных течений в соплах. М.: Машиностроение, 1974.
4. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ 2022660181 Российская Федерация. Специальный расчетный модуль «Объемная конденсация» / заявители и правообладатели А.А. Сидоров, А.К. Ястребов. – № 2022618334; заявл. 28.04.2022; опублик. 31.05.2022 – 1 с.
5. Pathak H., Wolk J., Strey R., Wyslouzil B. Cocondensation of nonane and D2O in a supersonic nozzle // J. Chem. Phys. 2014. Vol. 140. 034304.

К ВОПРОСУ О ТРИГГЕРЕ ПАРОВОГО ВЗРЫВА КАПЛИ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО РАСПЛАВА В ВОДЕ

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность исследования парового взрыва (самопроизвольного взрывного вскипания в воде) при падении в неё сильно нагретой капли расплава связана с возможностью аварий в ряде технологических процессов – на атомных электростанциях, в металлургии и т.п.

При имеющемся большом количестве экспериментальных данных [1-2] модели описания начальной стадии процесса носят в основном описательный (и во многом противоречивый) характер [3-4].

Рассматривался триггер первичного (без внешнего импульса) парового взрыва. Паровой взрыв на капле расплава может быть разбит на две стадии. Это, во-первых, возникновение импульса давления на внешней поверхности капли расплава и, во-вторых, распад капли на фрагменты с последующим образованием большого количества пара на резко возросшей поверхности теплообмена. Нами рассматривается расчетная модель первой стадии процесса.

1. КРАТКОЕ ОПИСАНИЕ РАСЧЕТНОЙ МОДЕЛИ

Согласно предлагаемой модели, триггером парового взрыва является импульс давления, возникающий при взрывном вскипании воды при ее контакте с поверхностью капли высокотемпературного расплава в результате нарушения (в силу неустойчивости Релея-Тэйлора или Кельвина-Гельмгольца) целостности паровой пленки, окружающей сферическую каплю расплава.

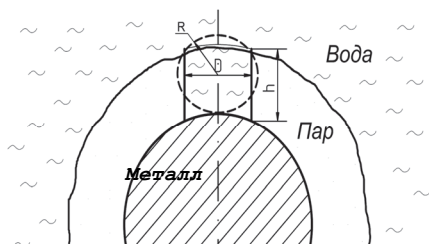


Рис.1. Схема вскипания воды при нарушении целостности паровой пленки

1.1. Прогрев воды до начала взрывного вскипания

Для оценки скорости прогрева цилиндрического столбика воды, контактирующего с поверхностью капли, решалась задача нестационарной теплопроводности в цилиндрических координатах с учетом нелинейности распределения температуры в окру-

жающей паровой пленке и при сопряжении по тепловому потоку в зоне контакта с расплавом.

Толщина паровой пленки, на основании экспериментальных данных [5], полагалась порядка 200мкм, диаметр капли расплава – порядка 1см.

Согласно проведенным расчетам, прогрев столбика воды по вертикали мало зависит от площади пятна контакта, при этом, тепловой поток, поступающий от расплава, быстро падает во времени.

Условием взрывного вскипания жидкости [5] является достаточно глубокий заход в метастабильную область, так что:

$$T^* - T_s = \beta L / C_p \quad (1)$$

Здесь: L – скрытая теплота парообразования; T^* – температура перегретой жидкости; T_s – температура насыщения; C_p – средняя теплоемкость при нагреве; для воды при атмосферном давлении $\beta = 0.42$.

В [6] отмечается, что жидкость можно сильно перегреть при достаточно быстром нагреве. При этом необходимо обеспечить такое тепловыделение в жидкости, которое значительно превышало бы расход тепла на испарение в действующих центрах.

С использованием экспериментального времени ожидания вскипания, определяется объем жидкости, в котором за это время будет обеспечен режим взрывного вскипания и эквивалентный радиус шара, соответствующий этому объему (зависящий от площади контакта).

1.2. Особенности взрывного вскипания. Импульс давления.

Время выкипания объема столбика перегретой жидкости по [6]:

$$\tau'' = \frac{1}{\varphi^{1/k}} \left(\frac{\rho'}{\rho''} \frac{3}{4\pi\Omega} \right)^{1/3k} \quad (2)$$

Здесь: Ω – число центров в единице объема; ρ' , ρ'' – плотности соответственно жидкости и пара.

Если рост пузырька сдерживается инерцией окружающей жидкости (случай Релея), то $k = 1$. Причем закон роста пузырька в [6] представлен в виде

$$R_{bubble} = \varphi \tau^k; \quad R_{bubble} = \sqrt{\frac{2 \Delta P}{3 \rho'}} * \tau$$

(асимптотический закон Релея для расширения пузырька).

Далее, учитывая расширение вскипающего объема (со скоростью звука), рассчитывается возникающий в рассматриваемом объеме импульс давления в зависимости от температуры поверхности расплавленной капли, глубины захода в метастабильную область и площади пятна контакта.

При этом получен безразмерный критерий для определения плотности пара в пузырьке (и соответствующего давления) на момент выкипания всей жидкости в рассматриваемом объеме.

$$K = \frac{C}{R} \left(\frac{3}{4\pi\Omega} \right)^{1/3} \frac{\sqrt{3T}}{\sqrt{2\Delta TL}} \quad (3)$$

Здесь: T – температура в зоне контакта; ΔT – глубина захода в метастабильную область; L – скрытая теплота парообразования; C – скорость звука; R – радиус пятна контакта; Ω – количество центров на момент начала взрывного вскипания;

Если известна экспериментальная величина импульса давления при взрывном вскипании, может быть определен радиус образовавшегося парового пузырька (и, соответственно, с учетом плотности пара, площадь исходного пятна контакта).

$$R = \sqrt{\frac{x^2(x^2 + x + 1)}{(x - 1)}} C \left(\frac{3}{4\pi\Omega} \right)^{1/3} \sqrt{\frac{3T}{2\Delta TL}}; \quad (4)$$

$$\text{Здесь: } x = \left(\frac{\rho'}{\rho''} \right)^{1/3};$$

Время процесса определяется как:

$$\tau'' \approx \frac{1}{\sqrt{\frac{2}{3} \frac{\Delta T L \rho''}{T (\rho' - \rho'')}}}} \left(\frac{\rho'}{\rho''} \frac{3}{4\pi\Omega} \right)^{1/3} \quad (5)$$

Здесь: T – температура в зоне контакта; ΔT – глубина захода в метастабильную область; L – скрытая теплота парообразования; C – скорость звука; R – радиус пузырька.

Отдельным вопросом является количество готовых центров Ω в единице объема вскипающей жидкости. В рамках данной работы и согласно представлениям [6], этот вопрос решается в рамках классической теории гомогенной нуклеации с учетом экспериментально определяемого времени ожидания парового взрыва (рис.2). Однако для того, чтобы обойтись при построении модели без экспериментальных данных, требуется привлечение той или иной теории гетерогенной нуклеации.

2. СРАВНЕНИЕ С ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫМИ ДАННЫМИ

Проведенное сравнение с экспериментальными данными [7] показывает хорошее совпадение по величине импульса давления при радиусе пятна контакта $\cong 30$ мкм. В тоже время, расчетная длительность импульса оказывается в несколько раз меньше экспериментальной, что, как уже говорилось, может быть связано с особенностями описания нуклеации при взрывном вскипании.

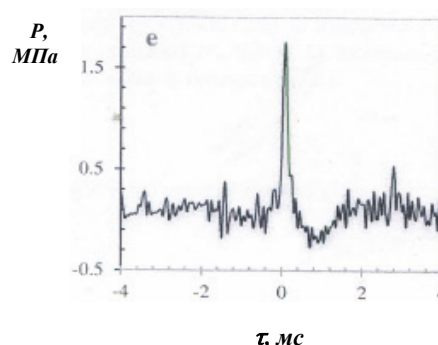


Рис.2. Давление P в паровой пленке расплава при взрывном вскипании согласно [7],

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате, в рамках представлений о взрывном вскипании [6], получены зависимости величины импульса давления, длительности импульса при контакте капли расплавленного металла с водой в зависимости от температуры капли, площади пятна контакта и глубины захода перегретой жидкости в метастабильную область.

Кроме того, выведен безразмерный критерий, определяющий импульс давления при взрывном вскипании в рамках данной модели.

Проведено сравнение с экспериментальными данными.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мелихов В.И., Мелихов О.И., Якуш С.Е/ Термическое взаимодействие высокотемпературных расплавов с жидкостями // ТВТ., 2022., Т. 60., №4., С.280–318.
2. Wang C.X., Wang C.J., Chen B. C., Li M. , Shen Z. / Fragmentation regimes during the thermal interaction between molten tin droplet and cooling water//Int. J. Heat Mass Transfer, 166. 2023.120782
3. Ciccarelli G., Frost D.I. / Fragmentation mechanisms based on single drop steam explosion experiments using flash X-ray radiography // Nucl.Eng.Des.,1994.V.146. pp.109–132
4. Corradini M.L., Kim B.J./ Modeling of small-scale single droplet fuel coolant interactions// Nucl.,1988.V.98. pp. 16–28
5. Ивочкин Ю.П. / Исследование механизмов термодинамических и МГД процессов с жидкометаллическими рабочими телами// Диссертация на соискание степени д.т.н., Москва, 2015.
6. Скрипов В.П./ Метастабильная жидкость // «Наука», Москва., 1972., 312с.
7. Manickam L., Qiang G., Ma W., S. Bechta S. /An experimental study on the intense heat transfer and phase change during melt and water interactions//Experimental Heat Transfer.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ОБЪЕМНОЙ КОНДЕНСАЦИИ CO₂ ИЗ ВОЗДУХА В СТУПЕНИ ТУРБОДЕТАНДЕРА В ШИРОКОМ ДИАПАЗОНЕ РАБОЧИХ РЕЖИМОВ

ВВЕДЕНИЕ

Один из этапов подготовки воздуха на воздухо-разделительных установках включает в себя очистку газа от диоксида углерода, при этом предъявляются крайне строгие требования для содержания CO₂ в очищенной среде: менее 1 ppm. Жесткие требования по очистке воздуха от CO₂ обусловлены условиями эксплуатации ВРУ – так, при конденсации диоксида углерода переходит в твердое состояние, минуя состояние жидкости, что препятствует транспортировке газов по трубам, снижает срок службы трубопроводов из-за коррозии, а при попадании в теплообменники способно выводить их из строя.

В настоящий момент очистку воздуха, как и других газов, осуществляют преимущественно с применением сорбционных технологий: абсорбционной с применением аминовых соединений и адсорбционной с применением твердых сорбентов. Альтернативой указанным методам является конденсация CO₂ в объеме при движении среды либо через сопловые аппараты-сепараторы, либо в проточной части парожидкостных турбодетандерных агрегатов (ТДА). Настоящая работа посвящена оценке влияния объемной конденсации CO₂ на эффективность работы турбинной ступени в широком диапазоне рабочих режимов.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

В работе рассматривается два варианта постановки задачи об объемной конденсации. В первом случае рассматривается расширение парогазовой смеси, состоящей из воздуха и CO₂, в проточной части ступени радиального холодильного турбодетандера без учета фазовых переходов, а во втором случае – с учетом объемной конденсации в потоке, при этом воздух выступает в качестве неконденсирующегося газа-носителя, а CO₂ – в виде конденсирующегося компонента.

Проточная часть турбодетандера (рис. 1) синтезирована с применением специально разработанного и апробированного модуля, являющегося программной реализацией квазиодномерной расчетной методики.

Математическое описание рассматриваемой задачи включает в себя систему уравнений, состоящую из уравнений Навье – Стокса для сжимаемого газа, усредненных по Рейнольдсу и Фавру, уравнения состояния, а также уравнений турбулентности для замыкания системы.

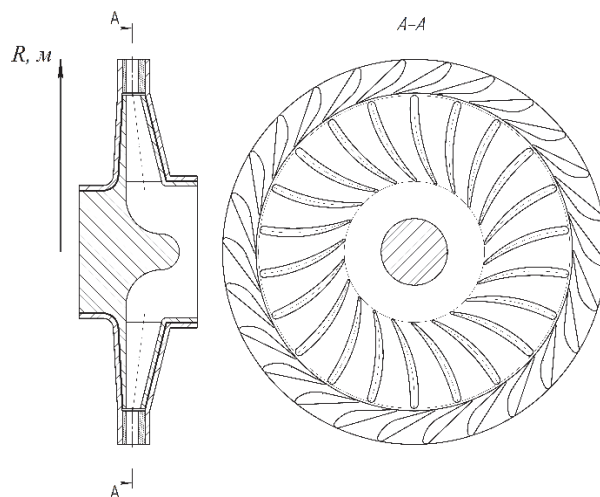


Рис. 1. Ступень радиального воздушного ТДА в разрезе.

Для исследования процесса объемной конденсации к системе уравнений движения, энергии, состояния и пр. необходимо добавить учет кинетики конденсации. В основе описания этого процесса лежит кинетическое уравнение для функции распределения капель по размерам, в общем виде представимое как [1]:

$$\frac{\partial f_r}{\partial t} + \bar{u} \cdot \nabla f_r + \frac{\partial}{\partial r} (r \dot{f}_r) = \frac{I}{\rho} \delta(r - r_{cr}), \quad (1)$$

где f_r – функция распределения капель по размерам, нормированная на количество капель в единице массы, δ – дельта-функция Дирака, I – скорость нуклеации, $1/(m^3 \cdot c)$, \dot{r} – скорость роста капель, м/с, r_{cr} – критический радиус капель, м.

В настоящей работе для решения кинетического уравнения применяется метод моментов.

В основе указанного метода лежит понятие момента функции распределения, под которым понимают интеграл от произведения радиуса капли в степени n и функции распределения по радиусам:

$$\Omega_n = \int_{r_{cr}}^{\infty} r^n f dr \quad (2)$$

Если считать, что скорость роста не зависит от радиуса капли, умножив правую и левую части основного кинетического уравнения для функции распределения капель по размерам на r^n и проинтегрировав полученное по радиусу r в пределах от r_{cr} до бесконечности, получим в общем виде систему моментных уравнений:

$$\frac{\partial \Omega_n}{\partial t} = n \dot{r} \Omega_{n-1} + I r_{cr}^n - \nabla \bar{u} \Omega_n \quad (3)$$

Для указанной выше математической модели принимаются следующие допущения:

1) рассматривается двухтемпературное приближение, при котором температуры частиц и газового потока не равны;

2) коагуляция частиц, как еще один механизм их роста не рассматривается;

Модель с указанными допущениями реализована в виде специального расчетного модуля «Объемная конденсация», интегрируемого в расчетный CFD-пакет [2].

На входе в направляющий аппарат задается полное давление P_0 и температура смеси T_0 , а также массовая доля CO_2 . На выходе из рабочего колеса задается давление P_2 , по которому определяется степень расширения δ (как отношение P_0 к P_2). Рабочее колесо вращается с постоянной частотой вращения n .

В настоящей работе изменение режима осуществляется варьированием полного давления на входе, при этом параметры $T_0=183$ К, $P_2=106$ кПа, $n=18000$ об/мин остаются постоянными. Также, рассматривается 2 варианта начального массового содержания CO_2 на входе в ступень: 7.5 и 10%. Режимные значения начального давления сведены в табл.1.

Таблица 1. Режимные параметры ступени

№	1	2	3	4	5	6	7
P_0 , кПа	195	238	282	381	480	580	680
δ	1,8	2,2	2,6	3,5	4,4	5,3	6,2

РЕЗУЛЬТАТЫ

В ходе работы получены распределения массовой доли образующихся и растущих в процессе конденсации частиц CO_2 вдоль центральной линии меридионального сечения ступени (рис.1). Большим радиусам соответствует вход в направляющий аппарат, меньшим – выход из рабочего колеса. Обозначения соответствуют режимным параметрам (табл. 1).

Из рис. 2 видно, что большая часть массы смеси конденсируется в направляющем аппарате, в то время как в рабочем колесе, очевидно, образовавшиеся частицы продолжают расти.

Также построена зависимость изоэнтروпийного КПД (рис.3) без учета конденсации и с учетом для двух вариантов массового содержания CO_2 на входе в ступень.

Видно, что изоэнтропийный КПД сильно падает при наличии объемной конденсации в ступени, что связано с активным тепловыделением.

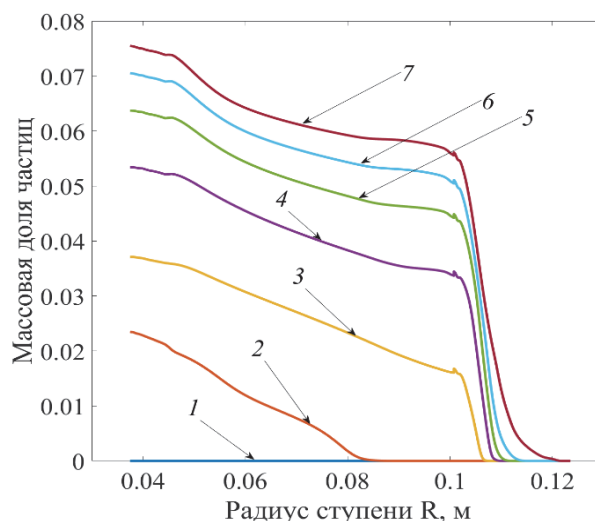


Рис.2. Массовая доля сконденсировавшихся частиц CO_2 в проточной части ТДА (начальное содержание CO_2 7.5%).

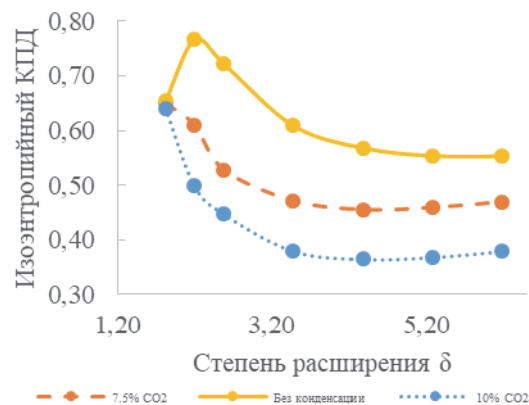


Рис.3. Зависимость изоэнтропийного КПД без учета конденсации и с учетом для двух вариантов массового содержания CO_2 на входе в ступень.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе рассмотрена объемная конденсация CO_2 из воздуха в проточной части радиального турбодетандера в широком диапазоне режимных параметров при изменении начального давления на входе в ступень. Показано, что основная часть частиц образуется в направляющем аппарате, при этом их активный рост продолжается в рабочем колесе. Выявлено сильное влияние процесса объемной конденсации на изоэнтропийный КПД.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФ в рамках научного проекта № 23-29-00540.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Стернин Л.Е. Основы газодинамики двухфазных течений в соплах. М.: Машиностроение, 1974.
2. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ 2022660181 Российская Федерация. Специальный расчетный модуль «Объемная конденсация» / заявители и правообладатели А.А. Сидоров, А.К. Ястребов. – № 2022618334; заявл. 28.04.2022; опублик. 31.05.2022– 1 с.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЛЕНОЧНОЙ КОНДЕНСАЦИИ ЧИСТОГО ПАРА В СПЛЮСНУТЫХ ТРУБАХ

ВВЕДЕНИЕ

В общем, конденсация является процессом изменения фазы из паровой в жидкую при охлаждении. Этот процесс считается важным в теплопередаче, в частности, на электростанциях.

Существуют три формы конденсации: пленочная, капельная и гомогенная, однако исследование пленочной конденсации в микроканальных теплообменниках имеет ключевое значение для разработки более эффективных и экологически чистых энергетических систем.

Пленочная конденсация в микроканалах применяется в различных отраслях, особенно в аэрокосмической промышленности для систем терморегулирования.

Для улучшения теплообмена в трубах и микроканалах необходимо учитывать множество факторов, таких как изменение формы профиля, внутренней поверхности и положения труб в гравитационном поле. Математические уравнения, учитывающие объемные и поверхностные силы, позволяют определить толщину пленки конденсата и изучить влияние различных соотношений сторон и углов поворота. Таким образом, устанавливаются условия для усиления теплообмена, что повышает эффективность использования теплообменников данного типа [1-3].

Было проведено численное моделирование конденсации пара в профилях различных уплощенных трубок и соответствующих им круглых трубок. Считается, что сплюснутые трубки получены из круглой так, чтобы поверхность теплопередачи осталась неизменной. Рассматривается вода в качестве рабочего вещества, с однородной температурой стенок и гравитационным полем силой 9,8 Н/кг. Толщина пленки определяется как расстояние между границей раздела жидкость-пар и стенкой трубы. Распределение рассчитывается для различных соотношений сторон и углов поворота профиля. Локальные коэффициенты теплоотдачи зависят от толщины пленки и ее распределения. Следовательно, из-за изменения распределения толщины слоя жидкости рассчитывается средний коэффициент теплопередачи для каждого случая.

1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

С помощью математической модели формируются кривые, описывающие зависимость среднего коэффициента теплоотдачи от различных величин, таких как удлинение, угол поворота профиля, и их комбинации.

Рассмотрим течение слоя вязкой несжимаемой жидкости на регулярной искривленной поверхности S с параметризацией $r(\xi, \zeta) = (x(\xi, \zeta), y(\xi, \zeta), z(\xi, \zeta))$ (Рис.1). Пусть $h(t, \xi, \zeta)$ — толщина слоя жидкости в момент времени t ; тогда пусть — параметризация свободной поверхности жидкости. В слое жидкости положение точки определяется координатами (ξ, ζ, η) , где ξ, ζ — координаты на поверхности, а η — расстояние от поверхности, считая по нормали к поверхности S . Пусть вектор скорости жидкости, и пусть его компоненты направлены по соответствующим координатам (ξ, ζ, η) ; т. е. τ_1 и τ_2 — единичные касательные векторы, а n — единичный вектор, нормаль к поверхности S .

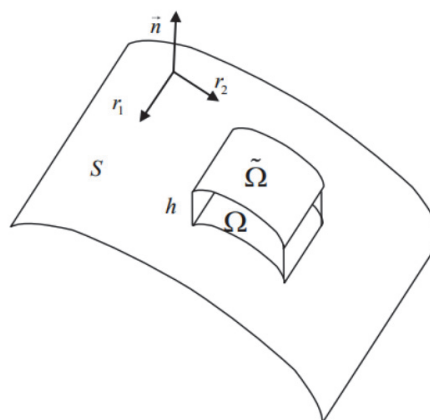


Рис. 1. Поверхность конденсации и система координат.

Согласно уравнению Юнга–Лапласа, перепад давления на искривленной границе раздела жидкости во многих случаях определяется через сумму главных кривизн поверхности, которая равна поверхностному расхождению нормали к поверхности

$$\tilde{H} = \nabla_s \tilde{n} = \tilde{\kappa}_1 + \tilde{\kappa}_2 = 1/R_1 + 1/R_2 \quad (1)$$

Толщина жидкости мала по сравнению со средним радиусом кривизны поверхности:

$$h \nabla_s n \ll 1 \quad (2)$$

2. ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Операбельность и достоверность математической модели были подтверждены путем расчета влияния соотношения сторон сплюснутых труб на

теплообмен. Кроме того, полученные результаты соответствуют аналогичным численным и экспериментальным исследованиям. Чем больше соотношение сторон и содержание пара, тем выше коэффициент теплообмена [4-6].

После получения результатов по соотношению сторон было изучено влияние различных углов поворота сплюснутых труб с разными соотношениями сторон (Рис. 2). Интерфейсы водяного пара были построены с увеличением толщины слоя жидкости (уменьшение содержания пара). В связи с этим было изучено перераспределение жидкости под воздействием гравитации и поверхностного натяжения. Были построены зависимости коэффициента теплообмена от угла поворота, соотношения сторон и содержания пара (Рис. 3,4).

Таким образом, было установлено, что улучшение теплообмена происходит не только за счет увеличения соотношения сторон и содержания пара, но и за счет увеличения угла поворота. Фактор усиления может быть достигнут в размере 63% при максимальном угле поворота профиля в 90°, соотношении сторон 6 и содержания пара 0,9.

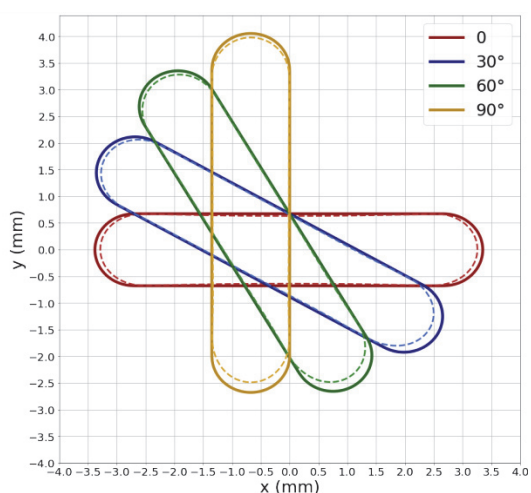


Рис. 2. Сечение профиля с границей раздела водяного пара для разных углов поворота.

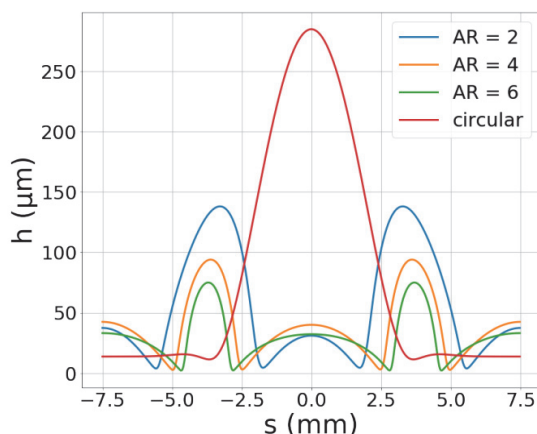


Рис. 3. Распределение толщины пленки по периметру уплощенной трубки с качеством пара 0,9 для различных соотношений сторон.

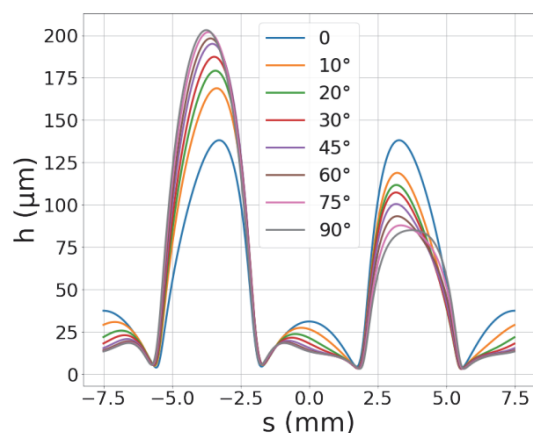


Рис. 4. Распределение толщины пленки по периметру сплюснутой трубки с соотношением сторон 4 и качеством пара 0,9 для разных углов поворота.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Tanasawa, Ichiro.** Advances in condensation heat transfer // *Advances in heat transfer*. V. 21, 1991. P. 281–292.
2. **M. Miscevic, B. Médéric, P. Lavielle, U. Soupremanien, and V. Serin.** Condensation in capillary driven twophase loops // *Microgravity Science and Technology*, 2007. P. 116–120.
3. **V. Serin, P. Lavielle, and M. Miscevic.** Miniaturised capillary pumped loops: Design and operating limits // *Microgravity Science and Technology*, 2009. P. 103–109.
4. **Lyulin Yu.V., Marchuk I.V., Chikov S.B., and Kabov O.A.** Experimental study of laminar convective condensation of pure vapor inside an inclined circular tube // *Microgravity science technology*. 2011. Vol. 23. P. 65–74.
5. **Tanasawa Marchuk I.V., Lyulin Yu. V., Kabov O.A.** Theoretical and Experimental Study of Convective Condensation inside Circular Tube // *Interfacial Phenomena and Heat Transfer*. 2013 V. 1(2). P. 153–171
6. **Tanasawa I.V. Marchuk, O.A. Kabov;** *Film Wise Vapor Condensation on Curvilinear Surfaces*. 2013.

ВОССТАНОВИТЕЛЬНЫЙ ТЕПЛОВОЙ ПОТОК ПРИ КИПЕНИИ ГЕЛИЯ-II В U-ОБРАЗНОМ КАНАЛЕ С МОНОДИСПЕРСНОЙ ПОРИСТОЙ ЗАСЫПКОЙ

ВВЕДЕНИЕ

При кипении гелия-II в бесшумовом режиме возможна ситуация, когда при уменьшении теплового потока пар пропадает, и жидкость восстанавливает непосредственный контакт с греющей поверхностью. Тепловая нагрузка, соответствующая такому квазистационарному процессу, носит название восстановительной. Аналитический метод определения восстановительной нагрузки представлен в [1] и развивается в [2] на базе двухскоростной модели.

Интерес к кипению в тесненных условиях обусловлен проблемой устойчивого криостатирования оборудования на уровне температур 2К. Ранее для цилиндрических нагревателей внутри пористых структур и с пористым покрытием показано, что пиковая и восстановительная нагрузка существенно возрастают по сравнению с условиями в большом объеме [3]. Поэтому идея расположения криостатируемого элемента энергетического оборудования в канале с пористой засыпкой представляет собой один из вариантов снижения рисков образования паровой фазы.

В настоящей работе приводятся авторские экспериментальные данные о восстановительном тепловом потоке в U-образном канале с монодисперсной пористой засыпкой из частиц различных диаметров.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЯЧЕЙКА И МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ

Экспериментальный участок показан на рис. 1. Нижняя часть U-образного канала из хлоркальциевого стекла внутренним диаметром $d_k = 16$ мм заполняется свободной засыпкой из шариков одинакового диаметра. В представленных ниже результатах сравниваются данные для засыпок из стальных шариков диаметром $d_m = 1$ мм, а также из оловянных шариков диаметром $d_m = 70$ мкм, полученных по технологии [4]. Объем засыпки примерно одинаковый и закрывает полностью проходное сечение канала (закруглённый участок) в нижней части, но не выступает в прямые участки. Одно колено канала (на рис. 1 справа) закрывается враспор фторопластовой втулкой, в которую встроены нагреватель – плоская медная пластина диаметром 12,6 мм. Греющий элемент под этой пластиной представляет собой спираль из нихромовой проволоки, расположенный на керамической подложке. Все швы и соединения обрабатываются герметизирующим клеем для предотвращения утечек сверх-

текучего гелия. Ячейка на держателе, соединенным со штоком, который закрепляется на крышке криостата, располагается в гелиевом криостате, так, что после заливки жидкости и вакуумной откачки паров полностью оказывается погруженным в объем сверхтекучего гелия на некоторой глубине. В процессе экспериментов фиксируется глубина погружения экспериментального образца, в автоматическом режиме давление пара в криостате, нагрузка нагревателя, ведется видеозапись процессов внутри трубки.



Рис. 1. Внешний вид экспериментальной ячейки.

Особенностью проведения экспериментов по определению восстановительного теплового потока является изменение тепловой нагрузки непосредственно в процессе одной серии включения нагревателя, в отличие от исследования динамики межфазной поверхности [5]. Типичная зависимость снижения напряжения при постоянном токе представлена на рис. 2.

Обработка экспериментальных данных начинается с синхронизации показаний датчика давления, измеренного напряжения нагревателя, изменения уровня жидкости в криостате и видеозаписи. В качестве исходной (нулевой) точки выбирается момент старта эксперимента – время подачи тепловой нагрузки. После этого на основании кадров видеозаписи определяется момент схлопывания

паровой пленки (см. рис.3). По времени, соответствующему последнему кадру с паровой пленкой определяется нагрузка нагревателя (рис. 2) и соответствующий восстановительный тепловой поток, при котором пленка схлопнулась на 270 с (рис. 3).

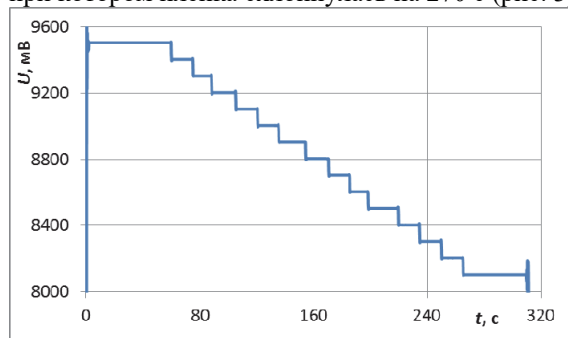


Рис. 2. Изменение напряжения U на нагревателе в процессе эксперимента.

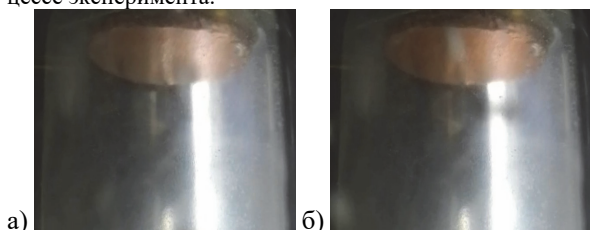


Рис. 3. Момент схлопывания паровой пленки: а) пленка есть, б) пленки нет (интервал между кадрами 0,034 с).

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

В результате обработки экспериментальных данных получены следующие значения восстановительного теплового потока $q_{Rэксп}$ на плоском нагревателе в U-образном канале с монодисперсной пористой засыпкой диаметром 1 мм при разных значениях глубины погружения h и давления в криостате P_b (табл. 1). Аналогичные данные для засыпки диаметром 70 мкм представлены в табл. 2. Как видно из представленных результатов, в среднем при сходных входных параметрах восстановительный тепловой поток для частиц меньшего диаметра больше за исключением одной точки при малой глубине погружения, для которой температура жидкости ниже. Следует здесь отметить существенно нелинейный и немонотонный характер зависимости от температуры постоянной Гортера-Меллинка, которая определяет эффективность теплопереноса в слое сверхтекучего гелия для рассматриваемого процесса [1].

Таблица 1. Экспериментальные значения восстановительной нагрузки в U-образном канале с пористой засыпкой диаметром 1 мм.

№ серии	h , мм	P_b , Па	T_b , К	$q_{Rэксп}$, Вт/м ²
1 (13)	145	1407	1,755	9161
2 (11)	197	1746	1,814	11336
3 (16)	96	1981	1,851	8993
4 (14)	144	2660	1,942	9656
5 (9)	62	2931	1,973	7034
6 (8)	95	3850	2,069	6256
7 (12)	192	3937	2,077	8009

Таблица 2. Экспериментальные значения восстановительной нагрузки в U-образном канале с пористой засыпкой диаметром 70 мкм.

№ серии	h , мм	P_b , Па	T_b , К	$q_{Rэксп}$, Вт/м ²
1 (9a)	147	2034	1,858	12372
2 (10a)	77	2045	1,860	10846
3 (8a)	191	2058	1,862	13556
4 (10б)	58	2284	1,894	6608
5 (9б)	133	2545	1,927	12372
6 (8б)	175	2645	1,940	12160
7 (9в)	98	2729	1,950	10263

В ходе экспериментов удалось определить и значения пиковой тепловой нагрузки, то есть такого значения, при котором образуется паровая пленка. Как правило, в момент подачи нагрузки ее значение существенно превышает пиковую, но в некоторых сериях шаг повышения нагрузки составил минимальное значение (0,1 В), на основании этого соответствующие значения представлены в табл.3. Значения пиковой нагрузки превышают значения восстановительной в 1,1-1,2 раза.

Таблица 3. Пиковая тепловая нагрузка.

№ серии	h , мм	P_b , Па	T_b , К	$q_{Rэксп}$, Вт/м ²
1 (9a)	141	2300	1,896	14336
2 (9б)	127	2620	1,937	13662

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основании проведенных экспериментальных исследований получены значения восстановительной тепловой нагрузки при кипении сверхтекучего гелия на плоском нагревателе, расположенном внутри U-образного канала, нижняя часть которого заполнена монодисперсной пористой засыпкой, при разных значениях глубины погружения и температуры жидкости. Сравнение разных диаметров засыпок показывает, что для диаметра частиц 70 мкм восстановительный тепловой поток выше при тех же параметрах эксперимента, чем для диаметра частиц 1 мм.

Работа выполнена при поддержке Российского Научного Фонда (грант №23-29-00342).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Kryukov A. P., Van Sciver S. W. Calculation of the recovery heat flux from film boiling in superfluid helium. // Cryogenics, 1981. V.21, N.9. P. 525–528.
2. Puzina Yu.Yu., Kryukov A.P. Recovery heat flux at superfluid helium film boiling on the cylindrical heaters in different conditions. // Newest Updates in Physical Science Research V. 9 (2021), P. 40–52.
3. Heat flux investigations on wires coated with porous insulation in superfluid helium. / Arend U., Li Y. Z., Leaders K., Rupert U. // Cryogenics. 1996. V. 36, P. 215–218.
4. Technology for Production of Monodisperse Spherical Granules. / Ankudinov V. B., Marukhin Yu. A., Ogorodnikov V. P., Ryzhkov V. A. // Metallurgist 2019, Volume 63, Issue 5–6, pp 651–657.
5. Пузина Ю.Ю., Крюков А.П. Движение межфазной поверхности гелий II – пар в U-образном канале. // Теплофизика и аэромеханика, 2023. Т. 30, №4, С. 751–762.

BULK CONDENSATION AT INTENSIVE EVAPORATION FROM THE INTERFACIAL SURFACE

INTRODUCTION

An adequate description of high-intensity heat and mass transfer processes in two-phase systems is important due to the development of modern technologies. When analysing intensive evaporation from the surface of a condensed phase using the solution of the Boltzmann kinetic equation (BKE), it was shown that the vapor moving from the interphase boundary is supersaturated [1]. The supersaturation ratio (the ratio of vapor pressure to saturation pressure at its temperature) increases with increasing mass flux and, at a certain process intensity, can reach values at which bulk condensation in the vapor becomes possible. Consequently, it is an actual problem to study the interaction between the processes of intensive evaporation and bulk condensation of vapor at the interfacial surface. In the numerical study, the effect of bulk condensation on evaporation can be considered in two ways: 1) by including the process of bulk condensation in the scheme of the BKE solution by the method of splitting by physical processes; 2) by the iterative way, when the zero iteration is the analysis of evaporation without bulk condensation based on direct numerical solution of BKE, the first iteration is the standalone calculation of bulk condensation using data from the zero iteration as temperature distribution and supersaturation at different distances from the evaporation surface, and the second iteration is the calculation of evaporation, when submicron droplets of condensation aerosol are present in vapor, whose parameters are determined at the first iteration. In this paper, the results of the first iteration are presented.

1. FORMULATION OF THE PROBLEM

The kinetic equation for droplet size distribution function [2] was used as mathematical description of bulk condensation. It was solved in following form:

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \frac{\partial(\dot{r}f)}{\partial r} = \frac{I}{\rho} \delta(r - r_{cr}) \quad (1)$$

Here f is droplet size distribution function normalized by number of droplets per mass unit, r is droplet radius, \dot{r} is droplet growth rate, I is nucleation rate, ρ is density of vapor-liquid mixture, δ is delta-function, r_{cr} is critical radius.

When droplet size is much less than mean free path of vapor molecules, droplet growth rate does not depend on droplet size. In this case the system of moment equations follows from the kinetic equation:

$$\frac{d\Omega_n}{dt} = n\dot{r}\Omega_{n-1} + \frac{I}{\rho_\Sigma} r_{cr}^n, \quad \Omega_n = \int_{r_{cr}}^{\infty} r^n f dr \quad (2)$$

Solution of this system makes it possible to find integral parameters of condensational aerosol: number of droplets per volume unit (number density of droplets), average size of droplets, and mass fraction of condensate. Nucleation rate was calculated by the classical nucleation theory [3], and growth rate was calculated by the Hertz and Knudsen formula [4]. Temperature of droplets was assumed to be equal to temperature of vapor.

2. RESULTS AND DISCUSSION

Solution of BKE for the evaporation problem was used for calculation of kinetics of bulk condensation at the surface of evaporation. Non-dimensional distance from the surface x^* was 5 mean free paths, for example, for water at $T_c = 273.15$ K it is 80 μm . Time dependencies of pressure and temperature of vapor were approximated by polynomials and used in CONDINET-1 software package [5] for numerical solution of the system of moment equations (2). The effect of initial temperature of vapor T_c is shown in Figures 1 - 3 for the same relative temperature of "hot" surface $TG = T_h/T_c$. It can be seen (Figure 1, dashed lines) that decrease of T_c from 313.15 K to 273.15 K supersaturation ratio predicted by BKE solution without considering of bulk condensation increases by a factor of about five. If bulk condensation is considered, supersaturation ratio decreases to 1 after reaching maximal value (Figure 1, solid lines). Time of existence of the supersaturated state increases by about an order of magnitude. So, increase of temperature can lead to such time of existence of supersaturation at which bulk condensation is impossible. Heat release during bulk condensation leads to increase of vapor temperature (see Figure 2).

Results for number density of droplets and mass fraction of liquid are presented in Figure 3. Condensational aerosol has enough time to form during existence time of supersaturation, about 3% of vapor condenses. Increase of temperature leads to strong decrease of supersaturation ratio, so nucleation stops, and growth of droplets slows down. Strong increase of supersaturation ratio with decrease of temperature (see Figure 1 and 2) does not lead to significant change of parameters of condensational aerosol.

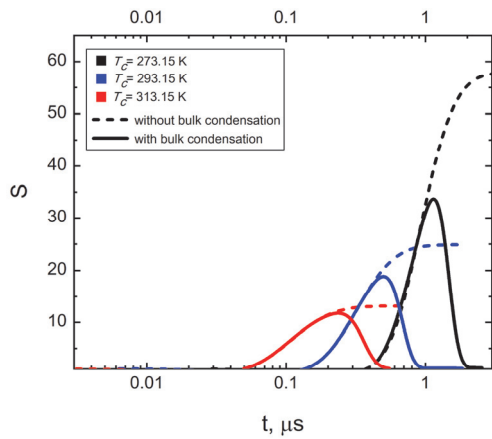


Fig. 1. Supersaturation ratio versus time at different values of initial temperature T_c . ($TG = 1.1$, $x^* = 5$).

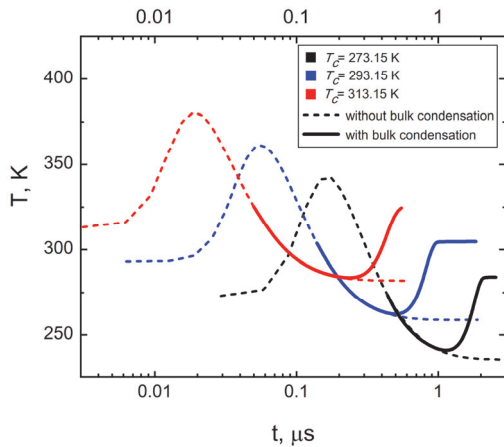


Fig. 2. Vapor temperature versus time at different values of initial temperature T_c . ($TG = 1.1$, $x^* = 5$).

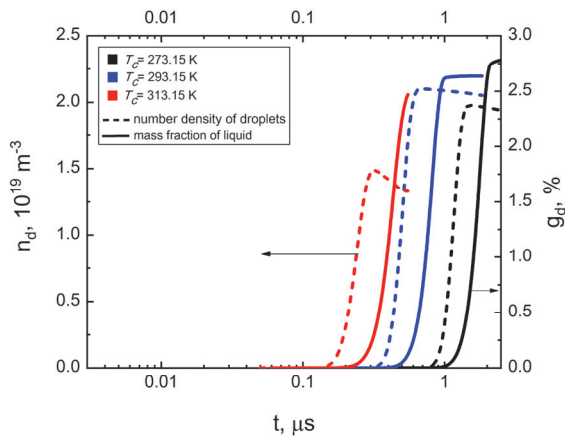


Fig. 3. Number density of droplets and mass fraction of liquid versus time at different values of initial temperature T_c . ($TG = 1.1$, $x^* = 5$).

The effect of the relative temperature of “hot” surface $TG = T_h/T_c$ at the same initial temperature T_c is shown in Figure 4. The increase in TG leads to increase of the maximal supersaturation ratio, while the existence time of supersaturation decreases but remains sufficient for the formation of condensational aerosols. Also, number density of droplets and mass fraction of liquid increase with increase of TG .

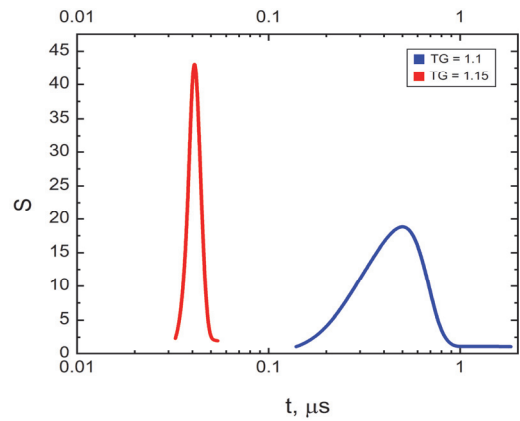


Fig. 4. Supersaturation ratio versus time at different values of relative temperature of “hot” surface TG at initial temperature $T_c = 293.15$ K.

CONCLUSION

The intensity of bulk condensation during intense evaporation from the interfacial surface increases with an increase in the relative temperature of the “hot” surface TG and a decrease in the initial temperature of the vapor T_c . The effect of TG is more significant due to the simultaneous increase of supersaturation ratio and temperature of the condensing vapor. When T_c decreases, only the supersaturation ratio increases, while the temperature of the condensing vapor decreases. Condensational aerosol has sufficient time to form during the period of supersaturation, which increases with an increase in T_c and a decrease in TG . The mass fraction of droplets is not very high, but the effect of bulk condensation on vapor parameters at the interfacial surface is significant. Therefore, the presence of droplets and the thermal effects of condensation should be taken into account in the next iteration of the BKE solving.

This work was supported by the Russian Science Foundation [project 22-19-00044].

REFERENCES

1. **Labuntsov D.A.** and **Kryukov A.P.** Analysis of intensive evaporation and condensation // *Int. J. Heat Mass Transfer*. 1979. Vol. 22. pp. 989-1002.
2. **Hulburt H.M** and **Katz S.M.** Some problems in particle technology. A statistical mechanical formulation // *Chemical Engineering Science*. 1964. Vol. 19, pp. 555-574.
3. **Kashchiev D.** Nucleation. Basic Theory with Applications. Butterworth-Heinemann, Oxford. 2000. 529 p.
4. **Fuchs N.A.** Evaporation and Droplet Growth in Gaseous Media. Pergamon Press, New York. 1959.
5. **Kortsenshteyn, N.M., Gerasimov, G.Ya., Petrov, L.V., and Shmel'kov, Yu.B.** A Software Package for Simulating Physicochemical Processes and Properties of Working Fluids // *Thermal Engineering*. 2020. Vol. 67, pp. 591-603.

ОПТИМИЗАЦИЯ ЭНЕРГОПОТРЕБЛЕНИЯ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МОДУЛЕЙ ПУТЕМ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ТЕПЛООБМЕНА С ПОМОЩЬЮ СПРЕЙНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

Вопрос активной термостабилизации и охлаждения устройств и приборов оптоэлектроники является важным и актуальным, так как даже незначительные изменения температуры могут существенно влиять на ключевые характеристики таких устройств. Например, длина волны лазерного диода может изменяться в зависимости от температуры, что может привести к сдвигу спектра излучения и потере оптической мощности. А темновой ток фотодетекторов сильно зависит от температуры, что влияет на общую производительность устройств.

С развитием технологий и увеличением мощности и интеграции элементов в оптоэлектронных устройствах становится все более важным эффективное решение проблемы теплоотвода и термостабилизации. Плотность тепловых потоков возрастает, а размеры кристаллов уменьшаются, что увеличивает общий уровень тепловыделения и делает необходимым более эффективное охлаждение [1-3].

В настоящее время, стандартный температурный диапазон эксплуатации оптоэлектронных устройств находится в диапазоне от -60°C до 125°C , что предъявляет высокие требования к системам термостабилизации. Одним из основных методов поддержания необходимой температуры является применение термоэлектрических модулей (ТЭМ), которые позволяют поддерживать температуру охлаждаемых элементов выше, так и ниже температуры окружающей среды. Однако, ТЭМ требуют значительного электрической мощности, что делает вопрос снижения потребления энергии одним из приоритетов в данной области.

Процессы, происходящие в ТЭМ, характеризуются нелинейной зависимостью тепловых и электрических характеристик от режима электропитания, параметров теплоотводящей системы, температуры и других факторов окружающей среды.

В качестве теплоотвода системы с ТЭМ могут применяться стандартные средства: радиатор с пассивным охлаждением, радиатор с принудительным обдувом, а также жидкостное охлаждение.

В связи с ростом тепловых потоков, перечисленные системы теплоотвода не всегда способны наиболее эффективно охладить тепловыделяющую сторону ТЭО. В данной работе рассматривается комбинированная система термостабилизации с помощью ТЭМ и системы спрейного охлаждения в качестве интенсификатора теплообмена с окружающей средой.

1. ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

1.1. Режимы работы термоэлектрического модуля

Как известно [4], ТЭМ могут работать в различных режимах, наиболее важными из которых являются: режим максимального холодильного коэффициента ε_{\max} и режим максимальной холодопроизводительности Q_{\max} . В случае работы в режиме максимального холодильного коэффициента ТЭМ наиболее эффективно преобразовывает электрическую энергию в тепловую, в режиме максимальной холодопроизводительности может быть получена максимальная глубина охлаждения в ущерб эффективности.

В задачах, где требуется термостабилизация объекта при определенной температуре в широком диапазоне температур окружающей среды, требуется оптимизация ТЭМ для максимизации холодильного коэффициента. Холодильный коэффициент может быть выражен формулой:

$$\varepsilon_{\max} = \frac{T_x}{T_c - T_x} \frac{M - T_g / T_x}{M + 1}, \quad (1)$$

где, $M = \sqrt{1 + 0,5Z(T_c + T_x)}$; T_x – температура на теплопоглощающей стороне ТЭМ, T_g – температура на теплоотводящей стороне ТЭМ, Z – добротность термоэлектрических материалов, которая определяется физическими свойствами: электропроводностью, теплопроводностью и коэффициентом термоЭДС.

Как видно, для максимизации холодильного коэффициента требуется повышение добротности материалов, но также максимизация холодильного коэффициента возможна при понижении температуры теплоотводящей стороны ТЭМ.

Существующие устройства оптоэлектроники преимущественно имеют пассивное охлаждение корпуса, что создает высокое тепловое сопротивление между теплоотводящей стороной ТЭМ и окружающей средой.

1.2. Интенсификация теплообмена с помощью спрейного охлаждения

На эффективность системы с ТЭМ влияет теплоотводящая система, эффективность которой характеризуется величиной теплового сопротивления Rt [5]. Величина теплового сопротивления определяет температуру теплоотводящей стороны ТЭМ.

$$T_c = T_{\text{окр}} + Rt(Q_c + W) \quad (2)$$

где $T_{\text{окр}}$ – температура окружающей среды, Q_c – тепловой поток от охлаждаемого объекта, W – тепловой поток от ТЭМ.

Как видно из уравнений (1) и (2), величина теплового сопротивления на теплоотводящей стороне ТЭМ значительно влияет на режим работы ТЭМ.

Ориентировочные значения коэффициента конвективной теплоотдачи достигают $500 \text{ Вт/м}^2\text{К}$. В то время как при охлаждении поверхности с помощью спрея можно достичь коэффициента теплоотдачи $20000 \text{ Вт/м}^2\text{К}$ [6-7].

В данной работе представлена расчетная модель энергопотребления ТЭМ в режиме максимального холодильного коэффициента в зависимости от теплового сопротивления теплоотводящей системы.

2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

2.1. Описание установки

В рамках работы был разработан стенд для исследования работы ТЭМ при различных температурах теплоотводящей стороны. Разработанная установка позволяет измерять следующие основные теплофизические характеристики ТЭМ: максимальный перепад температур на сторонах ТЭМ, максимальная холодопроизводительность, энергопотребление ТЭМ при работе под тепловой нагрузкой и т.д. Схема установки представлена на рис. 1.

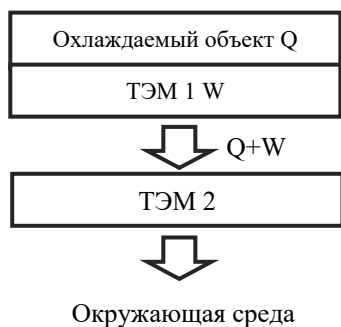


Рис. 1. Схема установки исследования ТЭМ в диапазоне температур

На исследуемом ТЭМ 1 расположен имитатор тепловой нагрузки Q , который позволяет устанавливать тепловую нагрузку до 20 Вт . ТЭМ 2 используется для термостабилизации исследуемого ТЭМ 1 и позволяет поддерживать температуру теплоотводящей стороны ТЭМ 1 в диапазоне от 0°C до 100°C . Тепловой поток от системы рассеивается в окружающую среду с помощью системы охлаждения с вентилятором.

ТЭМ 2 может быть заменен на систему спреинового охлаждения для изучения эффективности интенсификации теплообмена с окружающей средой непосредственно исследуемого ТЭМ 1.

2.2. Результаты

На рис. 2 представлены результаты измерения энергопотребления двух разных по максимальной холодопроизводительности ТЭМ в режиме термостабилизации при 25°C при двух разных величинах теплового сопротивления (0 К/Вт и 1 К/Вт) теплоотводящей системы под тепловой нагрузкой 1 Вт .

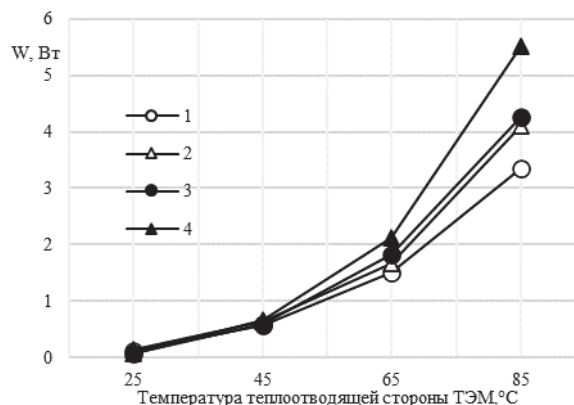


Рис. 2. Зависимость энергопотребления ТЭМ: 1 – ТЭМ №1 без теплового сопротивления; 2 – ТЭМ №1 с тепловым сопротивлением; 3 – ТЭМ №2 без теплового сопротивления; 4 – ТЭМ №2 с тепловым сопротивлением

Как видно из рис. 2 потребляемая мощность ТЭМ при различных величинах теплового сопротивления и для модулей с разной величиной максимальной холодопроизводительности немонотонно возрастает с ростом температуры.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В рамках работы была разработана установка по исследованию энергетических характеристик ТЭМ в режиме максимального холодильного коэффициента. Был предложен вариант оптимизации конструкции системы с ТЭМ с целью снижения ее энергопотребления. Экспериментально подтверждено снижение энергопотребления ТЭМ до 22% при интенсификации теплообмена теплоотводящей стороны с окружающей средой.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект № 23-19-00840).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дмитриев А.С. Введение в нанотеплофизику. М.: БИНОМ, 2015. 756 с.
2. X. Shi, J. Zou, Z. Chen. Advanced thermoelectric design: from materials and structures to devices, Chem. Rev. 120 (2020) 7399–7515.
3. Y. Cai, Y. Wang, D. Liu, F.-Y. Zhao, Thermoelectric cooling technology applied in the field of electronic devices: updated review on the parametric investigations and model developments, Appl. Therm. Eng. 148 (2019) 238–255
4. Булат Л.П., Бузин Е.В. Термоэлектрические охлаждающие устройства: Метод. указания для студентов спец. 070200 “Техника и физика низких температур”. СПб.: СПбГУНиПТ, 2001. 41 с.
5. Васильев Е.Н. Деревянко В.А. Анализ эффективности применения термоэлектрических модулей в системах охлаждения радиоэлементов.
6. Freung S. Local Heat Transfer Coefficients Measured with Temperature Oscillation IR Thermography, Universität der Bundeswehr Hamburg, 2007, 140 с.
7. Yulong Zhaoa, Siyuan Gongga, Guoyin Zhanga, Yulin Wangb., Minghui Gea, Experimental study of heat transfer characteristics and energy consumption of spray cooling, Energy Reports 8 (2022) 271–276.

ВЛИЯНИЕ ГОМОГЕННОЙ НУКЛЕАЦИИ НА СТРУКТУРУ ТЕЧЕНИЯ ПРИ НЕСТАЦИОНАРНОМ ИСПАРЕНИИ

ВВЕДЕНИЕ

Результаты исследования задачи об испарении с плоской поверхности в среду собственного пара различной плотности, полученные различными методами, представлены в достаточно большом числе публикаций (см. обзор [1]). В [2], рассматривая нестационарную задачу о внезапном испарении с плоской поверхности методом прямого статистического моделирования Монте-Карло, авторы установили, что при малых плотностях пара вдали от поверхности испарения по газу распространяется «ударный предвестник», т.е. ударная волна с «горячим ударным слоем» газа, температура которого превышает температуру поверхности испарения. В [3] аналогичный эффект был обнаружен и для пространственных течений. В то же время, в [4] на основе анализа результатов решения модельного кинетического уравнения Больцмана, а позднее в [5] из анализа результатов решения уравнений сохранения массы, импульса и энергии для газодинамической области, а также выбора аппроксимации для функции распределения в слое Кнудсена и в газодинамической области, было показано, что образующийся вблизи поверхности испарения пар является пересыщенным (т.е. отношение актуального давления пара (P_v) к давлению насыщенного пара ($P_s(T_v)$) при температуре T_v больше единицы, т.е. $S=P_v/P_s > 1$). Причем степень пересыщения (S) быстро растет с увеличением интенсивности процесса испарения. Хорошо известно, что в этих условиях возможен процесс объемной конденсации пара [6], приводящий, с одной стороны, к уменьшению плотности пара вблизи межфазной поверхности, а с другой стороны, к увеличению температуры пара в результате выделения теплоты фазового перехода, причем, каждый из этих факторов может оказывать влияние на интенсивность процесса испарения [7]. В этой связи возникает вопрос о влиянии процесса нуклеации на структуру течения при нестационарном испарении.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается задача об испарении с плоской поверхности в область, заполненную паром того же вещества, испарение которого реализуется. Схема задачи представлена на рис. 1. Считается, что параметры пара (плотность – n_0 и температура – T_0), находящегося около поверхности испарения в начальный момент времени, известны и остаются неизменными. В качестве примера рассматривается

процесс испарения воды. Предполагалось, что $T_0 = 303.0\text{K}$, концентрация молекул паров воды, соответствующая по линии насыщения этой температуре – $n_0 = 1.015 \cdot 10^{24} \text{ м}^{-3}$. Предполагается, что температура поверхности испарения – T_s , а также плотность пара, соответствующая этой температуре по линии насыщения – n_s , заданы.

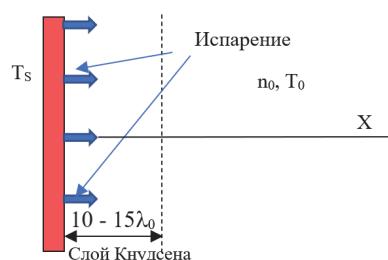


Рис. 1. Постановка задачи об испарении с плоской поверхности.

Решение задачи об испарении осуществляется двумя методами – методом совместного решения кинетического уравнения Больцмана (ВКЕ) и уравнений механики сплошной среды (МСС) – JS [8], а также методом прямого статистического моделирования – DSMC [9, 2]. При использовании подхода JS в слое Кнудсена решение осуществлялось на базе ВКЕ, а за пределами – на базе уравнений МСС. На внешней границе слоя Кнудсена (пунктирная линия на рис. 1) осуществлялось «сращивание» решений.

Все величины представлены в безразмерном виде. В качестве базовых параметров использованы: средняя длина свободного пробега – λ_0 , рассчитанная при n_0 и T_0 ; скорость – $u_0 = (RT_0)^{1/2}$ (где R – удельная газовая постоянная для воды); поток массы – $j_0 = n_0 u_0$. Масштаб времени определялся соотношением $t_0 = \lambda_0 / u_0$. В качестве примера рассмотрен следующий случай: $n_s / n_0 = 4.298$, $T_s / T_0 = 1.099$.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РЕШЕНИЙ

На рис. 2 приведены данные по изменениям концентрации пара и степени пересыщения вдоль координаты для различных моментов времени.

Анализ рисунка показывает, что на нестационарной стадии процесса испарения структура течения имеет следующий вид: существует три зоны, в которых параметры пара претерпевают резкое изменение. Для момента времени $t = 44$ эти зоны имеют координаты от $0 < X < 5$, $10 < X < 46$ и $67 < X < 88$. Наблюдаются также три области, в которых пара-

метры потока (в частности плотность и температура) остаются постоянными. Координаты этих областей: $5 < X < 10$, $46 < X < 67$ и $X > 88$. Т.о. как и в [2] наблюдается распространение по газу головной волны с образованием горячего ударного слоя.

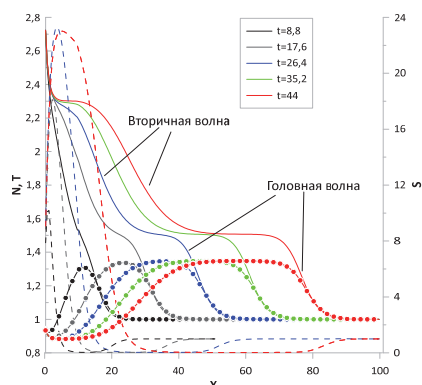


Рис. 2. Профили плотности (сплошные линии), степени пересыщения (пунктирные линии) и температуры (символы) пара для различных моментов времени.

Как видно из рис. 2, зона пересыщения распространяется по пару со скоростью движения вторичной волны. Данные по положению головной, вторичной волн, а также данные по распространению степени пересыщения представлены на рис. 3.

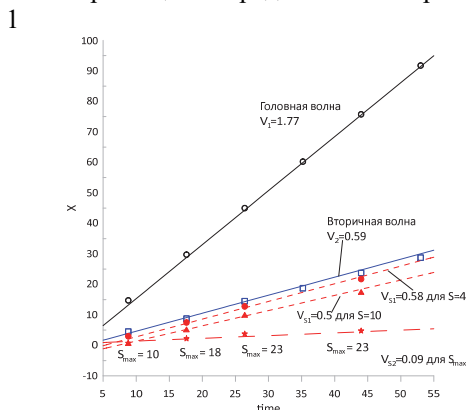


Рис. 3. Зависимости координаты от времени для головной волны (черные кружки), вторичной волны (синие квадраты) и различных степеней пересыщения (красные кружки $S=4$, красные треугольники $S=10$ и красные звездочки $S=S_{max}$). Линии – аппроксимации результатов. Числа – безразмерные скорости.

Из рис. 3 видно, что «степень пересыщения» $S=10$ отстает от вторичной волны, но в то же время область со степенью пересыщения $S=4$ движется примерно со скоростью вторичной волны. Таким образом, представленные данные позволяют предположить, что в области между поверхностью испарения и зоной вторичной волны будет происходить процесс нуклеации.

На рис. 4 показано изменение профилей плотности и температуры для случая учета процесса гомогенной нуклеации. Учет нуклеации осуществлялся путем добавления в метод JS системы моментных уравнений классической теории нуклеации.

Из рисунка видно, что происходит перестройка течения в области вторичной волны.

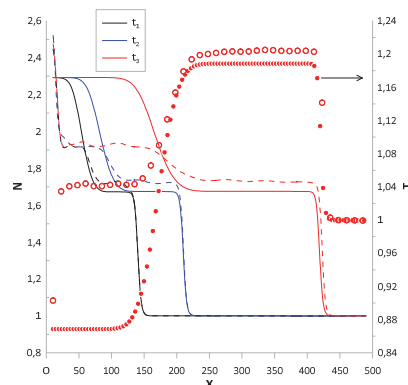


Рис. 4. Профили плотности и температуры в различные моменты времени ($t_1 < t_2 < t_3$). Пунктирные линии – плотность с учетом нуклеации Красные нераскрашенные кружки – температура с учетом нуклеации, красные закрашенные кружки – температура без учета нуклеации

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Показано, что при нестационарном испарении в среду собственного пара формируется структура течения с головной ударной волной. Учет процесса нуклеации приводит к изменению структуры вторичной волны.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-19-00044.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Крюков А. П., Левашов В. Ю., Жаховский В. В., Анисимов С. И.** Тепло и массоперенос на межфазных поверхностях конденсат—пар // УФН. 2021. Т.191. № 2. С. 113–146.
2. **Кусов А.Л., Лунев В.В.** О нестационарном разлете разреженного газа при испарении конденсированного материала с его перегретой поверхности // Изв. РАН. МЖГ. 2012. № 4. С. 130–144.
3. **Кусов А.Л., Лунев В.В.** О волнах разрежения при испарении материала в вакуум и малоплотную среду // Изв. РАН. МЖГ. 2020. № 2. С. 111–122.
4. **Коган М.Н., Макашев Н.К.** О роли слоя Кнудсена в теории гетерогенных реакций и в течениях с реакциями на поверхности // Изв. АН СССР. МЖГ. 1971. № 6. С.3-11.
5. **Labuntsov D.A., Kryukov A.P.** Analysis of intensive evaporation and condensation // Int. J. Heat Mass Transf. 1979. V. 22. N. 7. P. 989-1002.
6. **V.I. Kalikmanov.** Nucleation Theory. Springer Netherlands. 2013. 316 p.
7. **Левашов В. Ю., Майоров В. О., Крюков А. П.** Изменение величины испарительного потока в результате объемной конденсации пара вблизи межфазной поверхности. // Письма в Журнал технической физики. 2023. Т. 49. № 10. С. 9–12.
8. **Kryukov A. P., Levashov V. Y., Shishkova I. N.** Evaporation-condensation problem in vapour-gas mixtures // Proceedings of 25th International Symposium on Rarefied Gas Dynamics. Novosibirsk: 2007. P. 1176–1181.
9. **Bird G.A.** Molecular Gas Dynamics and the Direct Simulation of Gas Flows. Oxford: Clarendon Press, 1994. 458 p.

ИССЛЕДОВАНИЕ ДВИЖЕНИЯ МЕЖФАЗНОЙ ПОВЕРХНОСТИ СЛОЯ ЖИДКОСТИ В УСЛОВИЯХ ИНТЕНСИВНОГО ИСПАРЕНИЯ В ПОТОК ГАЗА

ВВЕДЕНИЕ

Связь между испарением и конвекцией в слое жидкости оказывает прямое влияние на скорость испарения, что актуально для различных систем охлаждения и термостабилизации. Исследование влияния различных факторов на испарительную конвекцию приведено в работах [1-6]. Общим выводом в вышеупомянутых работах является то, что термокапиллярная конвекция, вызванная неравномерным испарением с межфазной поверхности, оказывает существенное влияние на тепловую и гидродинамическую картины в жидкости.

Целью данной работы является экспериментальное изучение влияния скорости потока газа, движущегося параллельно слою неподвижной жидкости, на испарительную конвекцию в условиях формирования устойчивой плоской межфазной поверхности.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ МЕТОДЫ

Исследование движения межфазной поверхности испаряющегося горизонтального слоя жидкости проведены на установке (рис.1) с апробированными ранее методами в [4-6]. Чистый газ из компрессора движется в рабочий участок. Массовый расход газа на входе газового канала рабочего участка задается с помощью массового регулятора расхода. Жидкость в рабочий участок подается с помощью высокоточного шприцевого насоса. Насос также используется для поддержания постоянного уровня испаряющейся жидкости в рабочем участке. Жидкость испаряется под действием потока газа, и парогазовая смесь поступает на выход газового канала рабочего участка. Температуры в экспериментальной установке измеряются термомпарами, которые подключены к регистратору данных, управляемому с компьютера. Температура жидкости и газа в рабочем участке определяется водой, прокачиваемой из термостата по специальным теплообменным каналам. Разница между температурой газа и жидкости составляет менее 0.1 °С.

Рабочий участок состоит из соединённых между собой основания и крышки, которые формируют прямоугольный газовый канал высотой 3 мм и шириной 40 мм. В специальный вырез основания рабочего участка устанавливаются прозрачные стенки, формирующие прямоугольную жидкостную камеру размером 40x40 мм. Между газовым каналом и камерой с жидкостью установлена ме-

таллическая пластина из нержавеющей стали толщиной 200 мкм с квадратным вырезом (размер 10x10 мм²) в центре, где происходит взаимодействие жидкости и газа. Жидкость в камеру рабочего участка подается через специальный канал. Высота жидкости в камере изменяется от 1 до 10 мм с помощью жидкостной подложки и регулирующих высоту пластин. В крышке рабочего участка установлено прозрачное кварцевое оптическое окно, для использования оптических систем.

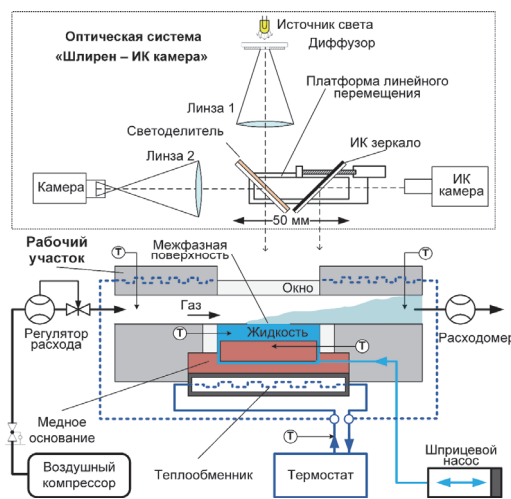


Рис. 1. Схема экспериментальной установки.

Для наблюдения и контроля положения уровня межфазной границы и измерения распределения температуры на поверхности жидкости ИК сканером использовалась комбинированная оптическая система «Шлирен – ИК камера». Детальное описание системы предоставлено в опубликованной статье [6]. Измерения распределения температуры на поверхности жидкости осуществляется с помощью ИК камеры высокого разрешения «TitaniumHD 570M» с разрешением 640x512 пикселей.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

Проведено термографическое исследование межфазной поверхности испаряющегося под действием потока газа слоя жидкости в зависимости от скорости газа при температуре 20 °С. Скорость газа варьировался от 0,0138 м/с до 1,38 м/с. Термограммы и продольный профиль температуры межфазной поверхности слоя жидкости испаряющегося под действием потока газа в зависимости от скорости газа представлены на рис. 2.

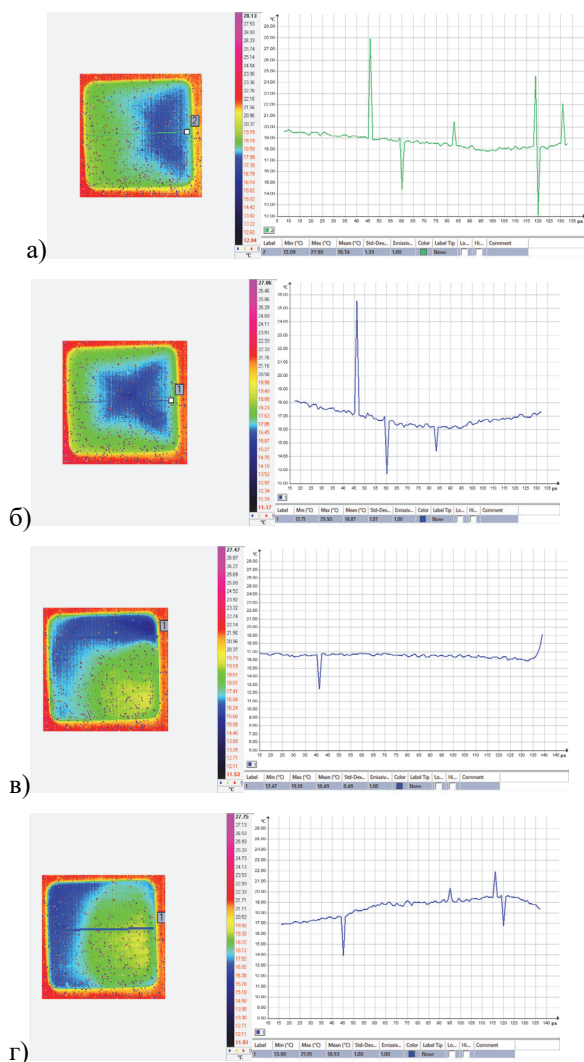


Рис. 2. Термограммы и профили температуры на межфазной поверхности. Система сред - «этанол-воздух». Толщина слоя - 3 мм. Температура - 20 °С. Скорость газа: а) 0,0138 м/с; б) 0,138 м/с; в) 0,69 м/с; г) 1,38 м/с.

Из представленных рисунков видно, что распределение температуры на межфазной поверхности существенно зависит от скорости потока газа. Проводя анализ термограмм и видео с ИК сканера, можно заметить, что направление движения межфазной поверхности изменяется в зависимости от скорости газа. При температуре слоя жидкости 20 °С и в диапазоне скоростей 0,0138-0,138 м/с межфазная поверхность движется против направления потока газа. Воздействие потока газа вызывает касательные напряжения на границе раздела жидкости и газа, что приводит к движению жидкости на поверхности слоя вдоль направления потока газа. Касательные напряжения, создаваемые потоком газа, непосредственно зависят от скорости газа в канале. С другой стороны, за счет интенсивного испарения жидкости на начальном участке контакта газа и жидкости, поверхность жидкости охлаждается и вызывает градиент температуры вдоль границы раздела газ-жидкость. Этот градиент температуры на

межфазной границе приводит к движению жидкости на поверхности слоя, в обратном направлении потока газа. Это обратное движение происходит за счет термокапиллярного эффекта (эффект Марангони). При скорости потока газа 0,69 м/с касательные напряжения со стороны газа начинают доминировать над термокапиллярными. Направление движения межфазной поверхности начинает изменяться. Структура конвективных течений начинает перестраиваться и приводит к тому, что закрутка потока в слое жидкости становится перпендикулярно направлению потока газа. Дальнейшее увеличение скорости газа приводит к преобладанию сдвиговых напряжений со стороны газа и вихревое течение циркулирует в одном направлении с газом.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведено термографическое исследование межфазной поверхности испаряющегося под действием потока газа слоя жидкости в зависимости от скорости газа. Обнаружено, что межфазная поверхность меняет направления движения при увеличении скорости потока газа. Полученные данные будут использованы для верификации точных решений уравнений конвекции, а также могут применяться для верификации аналитических и численных методов исследования испарительной конвекции.

Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда, грант 22-11-00243.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Scheid B., Margerit J., Iorio C., Joannes L., Heraud M., Queeckers P., Dauby P., Colinet P. Onset of thermal ripples at the interface of an evaporating liquid under a flow of inert gas // *Experiments in Fluids*. 2012. V. 52. No 5. P. 1107–1119.
2. Bekezhanova V., Goncharova O.N. Problems of evaporative convection (review) // *Fluid Dynamics*. 2018. V. 53. No 1. P. S69–S102.
3. Bekezhanova V., Goncharova O. Thermo capillary convection with diffusive-type evaporation in a three-dimensional channel under the conditions of combined thermal load // *Interfacial Phenomena and Heat Transfer*. 2022. V. 10. No 2. P. 11–30.
4. Lyulin Y., Kabov O. Evaporative convection in a horizontal liquid layer under shear-stress gas flow // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2014. V. 70. P. 599–609.
5. Lyulin Y., Kreta A., Ouerdane H., Kabov O. Experimental study of the convective motions by the PIV technique within an evaporating liquid layer into the gas flow // *Microgravity Science and Technology*. 2020. V. 32. No 2. P. 203 – 216.
6. Lyulin Yu., Kabov O. Thermal effect in the evaporation process from the interface of the horizontal liquid layer under a shear gas flow // *Interfacial Phenomena and Heat Transfer*. 2023, V. 11, No 1. P. 55–64.

МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТОДОМ VOF КОНДЕНСАЦИИ НАСЫЩЕННЫХ ПАРОВ ХЛАДОНОВ НА ОДИНОЧНЫХ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ТРУБАХ С ПРИМЕНЕНИЕМ РАЗЛИЧНЫХ CFD-КОДОВ

ВВЕДЕНИЕ

В последнее время предпринимаются усилия, направленные на совершенствование моделей тепло- и массопереноса, используемых совместно с методом Volume of Fluid (VOF) для расчета двухфазных потоков. В большинстве работ предлагаются модификации существующих моделей и алгоритмов и их реализация в коммерческих или исследовательских CFD кодах. Наиболее часто используемой моделью для учета тепло- и массообмена на межфазной границе является модель Lee, позволяющая получить хорошее соответствие результатов с имеющимися теоретическими и экспериментальными данными при удачном подборе константы модели.

В [1] авторы настоящей работы предложили метод расчета константы в модели Lee на основе информации о параметрах расчетной сетки и свойствах рабочей среды. В настоящей работе представлено сравнение результатов моделирования процессов конденсации насыщенных паров пентана, пропана и фреона R-21 на горизонтальных цилиндрах CFD-кодами ANES [2], OpenFoam [3] и ANSYS Fluent [4] с внедренным в эти коды алгоритмом для определения указанной константы.

1. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ МОДЕЛИ

Система уравнений сохранения, решаемая в методе VOF, состоит из уравнений неразрывности (1), сохранения объемной доли жидкой фазы (2), импульса (3) и энергии (4).

$$\nabla \mathbf{U} = M_{gl} \left(\frac{1}{\rho_f} - \frac{1}{\rho_g} \right); \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\varphi) + \nabla(\varphi \mathbf{U}) = \frac{M_{gl}}{\rho_f}; \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho U_k) + \nabla(\rho U_k \mathbf{U} - \mu_{eff} \nabla U_k) = -\frac{\partial p_{rgh}}{\partial x_k} + F_{b,k}; \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho c_p T) + \nabla(\rho c_p T \mathbf{U} - \lambda_{eff} \nabla T) = Q_{gl}, \quad (4)$$

где φ – объемная доля жидкой фазы, t – время, \mathbf{U} – вектор скорости, Q_{gl} – межфазная объемная плотность потока энергии, $Q_{gl} = M_{gl}/h_{lg}$ – межфазная объемная плотность потока массы ($\text{кг}/(\text{м}^3 \cdot \text{с})$), направленная из газовой фазы в жидкую фазу, $\mathbf{F}_b = \mathbf{K} \sigma \nabla \varphi + \rho \mathbf{g} = -(\rho_f - \rho_g)(\mathbf{g} \cdot \mathbf{x}) + \mathbf{K} \sigma \nabla \varphi$, \mathbf{x} – радиус-вектор точки расчетной области, \mathbf{g} – вектор уско-

рения свободного падения, \mathbf{K} – кривизна межфазной поверхности, σ – поверхностное натяжение, $p_{rgh} = p - \rho(\mathbf{g} \cdot \mathbf{x})$ – статическое давление за вычетом локального гидростатического столба, T – температура, h_{lg} – теплота фазового перехода. Плотность ρ , вязкость μ , объемная теплоемкость ρc_p и теплопроводность λ среды в каждой «двухфазной» расчетной ячейке определяются как среднеобъемные величины.

Для учета процессов тепло- и массопереноса на межфазной границе используются источники членов, которые имеют отличные от нуля значения в контрольных объемах с $0 < \varphi < 1$, и определяемые по формулам:

$$Q_{gl} = \begin{cases} \frac{2\lambda_l}{\Delta x_{cv}^2} (T_{sat} - T)(1 - \varphi), & T \leq T_{sat} \\ \frac{2\lambda_g}{\Delta x_{cv}^2} (T_{sat} - T)\varphi, & T > T_{sat} \end{cases}, \quad (5)$$

где Δx_{cv} – минимальный линейный размер текущего контрольного объема.

Для моделирования турбулентного переноса в настоящей работе использовалась $k-\omega$ SST-модель турбулентности [5] в соответствии с рекомендациями [6].

2. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

2.1. Расчетная область и условия однозначности

Численное моделирование проводилось в двумерной постановке. Расчетная область (РО), используемая для моделирования конденсации различных паров хладонов, представляет из себя квадрат со стороной 0,8 м с вырезом в виде окружности с диаметром D_{out} , моделирующим поверхность горизонтальной трубы.

2.2. Условия однозначности

На вход в РО сверху поступает с определенной скоростью U_{in} чистый пар с температурой насыщения T_{sat} . На левой и правой границах задаются условия симметрии. На нижней границе ставятся выходные условия – нулевое давление за вычетом гидростатического столба. Если в процессе решения вектор скорости у выходной границы направлен из РО, то задается нулевой градиент, если - в РО, то фиксируется нулевое значение скорости. На поверхности трубы задавались условия прилипания и непроницаемости, угол смачивания принимался равным $\theta = 90^\circ$ и фиксировалась постоянная температура T_{wall} , которая была ниже температуры насыщения.

В начальный момент времени в РО находится пар с температурой насыщения везде кроме тонкой пленки конденсата возле цилиндра толщиной δ_0 . Это было необходимо для ускорения времени достижения квазистационарного решения. Толщина тонкой пленки конденсата определяется из аналитического решения Нуссельта по формуле:

$$\delta_0 = \frac{\alpha_0}{\lambda} = \frac{1}{0,728} \sqrt[4]{\frac{\lambda \cdot \Delta T \cdot \nu \cdot D_{out}}{g \cdot \Delta \rho \cdot h_{LG}}} \quad (6)$$

2.3. Рабочие теплоносители

Численное моделирование проводилось для трёх хладонов: пентан, пропан и R-21. При конденсации пентана диаметр цилиндра принимался равным 19 мм, в других случаях $D_{out} = 16$ мм. В качестве теплоносителей выбирались хладоны из-за их отношения плотностей жидкой и паровой фаз (порядка 100). Для водяного пара при атмосферном давлении это отношение принимает значение 1600, что приводит к сильному уменьшению шага временной дискретизации и увеличению времени расчетов.

Временной шаг в расчетах подбирался по числу Куранта, которое было зафиксировано равным 0,1, а шаг по времени варьировался от 0,01 мкс до 1 мкс.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

В результате расчетов конденсации практически неподвижного пара определялись поля объемной доли жидкой фазы и температуры, по которым рассчитывались локальные значения коэффициента теплоотдачи (КТО) на поверхности цилиндра. Далее используется величина $\langle \bar{\alpha} \rangle$, полученная осреднением локальных значений КТО по поверхности цилиндра и по времени. Эти значения были рассчитаны указанными CFD-кодами для различных теплоносителей и различных температурных напоров. Их сравнение с теоретическим решением и между собой представлены на рис. 1, 2. Все полученные результаты отличаются между собой и теоретическим решением не более, чем на 10%.

Отличия результатов в идентичных постановках связаны с использованием различных сеток и алгоритмов численного решения уравнения (2) в CFD-кодах.

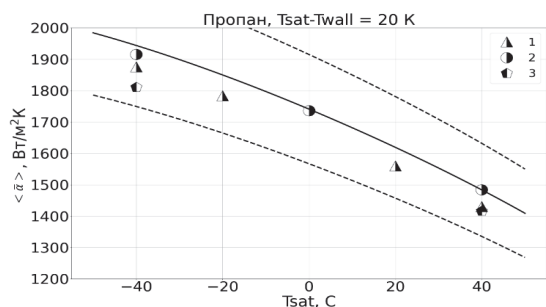


Рис. 1. Зависимость осредненного коэффициента теплоотдачи от температуры насыщения пропана: 1 – ANES, 2 – OpenFOAM, 3 – Ansys Fluent; линии – расчет по (6) \pm 10%.

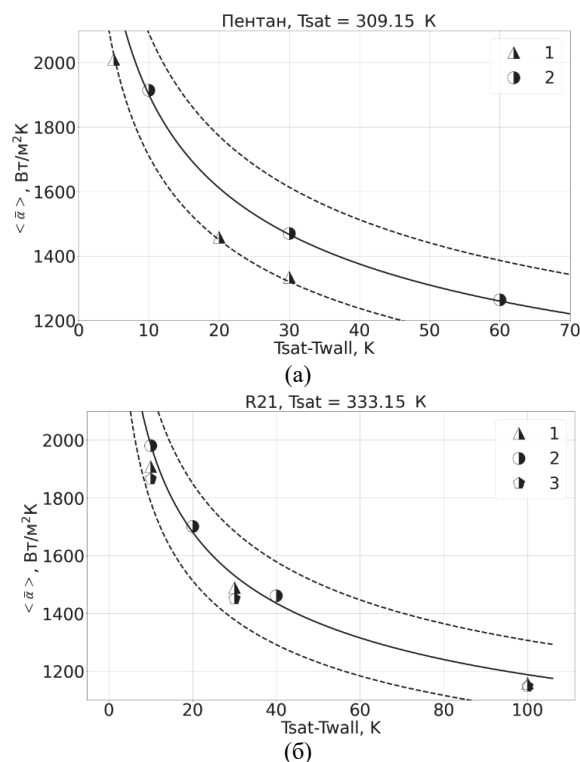


Рис. 2. Зависимость осредненного коэффициента теплоотдачи от температурного напора для пентана (а) и R-21 (б): 1 – ANES, 2 – OpenFOAM, 3 – Ansys Fluent; линии – расчет по (6) \pm 10%.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложенный в [1] алгоритм расчета константы Lee показал свою работоспособность при его использовании в различных расчётных кодах и может быть рекомендована для расчетов методом VOF процессов пленочной конденсации.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках Государственного задания № FSWF-2023-0017 (Соглашение № 075-03-2023-383 от 18 января 2023 г.) в сфере научной деятельности на 2023-2025 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Минко К.Б., Артемов В.И. и Клементьев А.А. Моделирование методом VOF процессов конденсации неподвижного и движущегося насыщенного пара на поверхности горизонтальной трубы // Теплоэнергетика. 2023. №3, с. 1-20.
2. ANES // URL: <http://anes.ch12655.tmweb.ru> (дата обращения 23.02.2024).
3. Openfoam // URL: <https://openfoam.org/release/6/> (дата обращения 23.02.2024).
4. ANSYS FLUENT 14.5: Theory Guide and User's Guide, ANSYS, Inc. 2012.
5. Menter F.R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications // AIAA J. 1994. V. 32. No. 8. P. 1598–1605.
6. Минко К.Б., Артемов В.И., Яньков Г.Г. и Птахин А.В. Влияние Моделирование процессов конденсации хладонов в вертикальных трубах методом VOF // Теплоэнергетика. 2023. № 7. С. 70-87.

АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА РАСШИРЕНИЯ ДВУХФАЗНОЙ СРЕДЫ В СОПЛАХ ГПТ

ВВЕДЕНИЕ

Гидропаровая турбина - это один из наиболее просто реализуемых вариантов полезного использования низкопотенциальной энергии воды, являющейся сегодня отходами либо производства электроэнергии, либо технологических процессов металлургических и химических производств, геотермальной энергетики и др.

Сдерживающим фактором широкого распространения этих агрегатов является их сравнительно невысокая эффективность, которая определяется не только низкими параметрами цикла, но и особенностями истечения двухфазной среды из сопл.

Многими авторами, например [1], получены данные, свидетельствующие о том, что коэффициент скорости сопл, достаточно высокий при истечении не кипящей воды, резко уменьшается при возникновении кипения. При этом различные сопла, отличающиеся размерами, углами раскрытия расширяющейся части, степенью расширения и другими параметрами по эффективности различаются между собой, но, тем не менее, остаются на уровне, несопоставимо низком по сравнению с уровнем, характерным для однофазных сред. Выявление причин этого послужило бы ключом к разработке мер по нейтрализации этих негативных эффектов, а значит и повышения эффективности гидропаровых турбин.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ДАННЫЕ СТАТИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ СОПЛ И ТРАКТОВКА ИХ РЕЗУЛЬТАТОВ

Наиболее подробные данные с измерением давлений вдоль тракта расширяющейся части сопл получены в [2], рис. 1.

Для всех величин противодавления можно отметить:

- уменьшение давления по длине сопла происходит до тех пор, пока оно не сравняется с противодавлением, на оставшейся длине давление - не меняется;

- такой характер изменения давления свидетельствует о том, что перерасширение двухфазного потока при истечении из сопла отсутствует, а в месте выравнивания текущего давления с противодавлением наступает отрыв потока, распространяющийся на всю оставшуюся часть сопла.

В процессе анализа этих данных возникло предположение, что существенный вклад в снижение эффективности сопл могут вносить эффекты

неравновесности, заключающиеся в запаздывании процесса испарения [3]. Это запаздывание приводит к тому, что паровая фаза, выделившаяся из кипящей воды и создающая реактивную силу, превышающую таковую при истечении жидкости, образуется в меньшем количестве, чем соответствующее равновесному процессу.

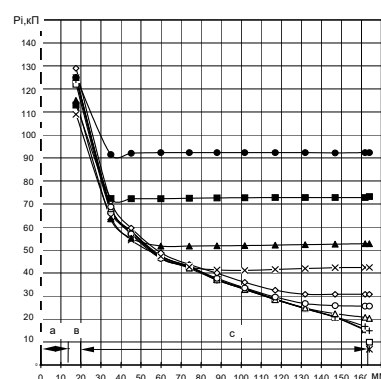


Рис. 1. Влияние противодавления на распределение давлений вдоль сопла ($P_0=3,1$ МПа, $T_0=100^\circ\text{C}$.):

а – сужающаяся часть, в – цилиндрическое горло, с – расширяющаяся часть. ж – $P_2 = 6,8$ кПа, □ – $P_2 = 9,9$ кПа, + – $P_2 = 14,9$ кПа, Δ – $P_2 = 20,2$ кПа, ○ – $P_2 = 25,6$ кПа, ◇ – $P_2 = 30,7$ кПа, × – $P_2 = 42,4$ кПа, ▲ – $P_2 = 52,7$ кПа, ■ – $P_2 = 73,7$ кПа, ● – $P_2 = 92,3$ кПа.

2. АНАЛИЗ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ

Полученные результаты (рис. 1) позволяют выполнить анализ, дающий представление о количественных показателях, характеризующих неравновесность процесса вскипания.

Часть сопла, расположенная по ходу движения дальше точки отрыва, характеризуется неизменным давлением на ограничивающих поверхностях и не создает согласно закону сохранения количества движения изменения реактивной силы, если не учитывать силы трения на этой части сопла. Правомочность неучета сил трения подтверждается тем, что в испытаниях не было отмечено существенного уменьшения коэффициента скорости для сопл с разной степенью расширения.

Это позволяет считать, что реактивная сила R , измеренная для всего сопла, может быть отнесена к части сопла, расположенной до точки отрыва.

Попытка использования расчета равновесного процесса с использованием гомогенной модели пароводяной смеси с целью идентификации экспериментально измеренных реактивной силы и расхода воды с расчетными данными показала, что расход пароводяной смеси с параметрами, соответствующими равновесному режиму в рассматриваемом сечении с известным давлением, почти вдвое меньше измеренного. Учет скольжения фаз также не привел к положительному результату. Это и позволило предположить, что вследствие неравновесности паросодержание в рассматриваемом сечении меньше расчетного.

Связь параметров в сечении, начиная с которого по длине сопла давление не изменяется, может быть описана следующей системой уравнений:

- уравнение импульсов

$$R = G \cdot [x \cdot w' + (1-x) \cdot w'']$$

- уравнение неразрывности

$$G \cdot [(1-x) \cdot \rho' \cdot w' \cdot f' + x \cdot \rho'' \cdot w'' \cdot f'']$$

-уравнение энергии

$$h_{\text{ex}}^* = h^* \cdot (1-x) + h^{**} \cdot x = \left(h' + \frac{w'^2}{2} \right) (1-x) + \left(h'' + \frac{w''^2}{2} \right) \cdot x$$

Здесь R – реактивная сила, ρ – плотность; w – скорость; h – энтальпия; G – расход воды; f – площадь поперечного сечения; x – степень сухости; знаком * обозначены параметры торможения; ' – параметры, относящиеся к жидкой фазе; '' – параметры пара.

При этом площадь поперечного сечения, известная из геометрических характеристик $f = f' + f''$

Неизвестными величинами являются скорости пара и жидкости, а также степень сухости.

В качестве дополнительных допущений принято, что температуры жидкой и паровой фаз одинаковы и более высокие, чем температуры в конце равновесного процесса.

Для оценки неравновесной величины паросодержания были использованы данные, приведенные на рис. 1 для трех режимов по давлению на выходе: 42.4кПа, 30.7 кПа и 20.2 кПа. В результате расчетов было получено, что степень сухости, удовлетворяющая приведенной системе уравнений для всех трех режимов, меньше расчетной для равновесного режима на 40÷50%. При этом скорость паровой фазы превышает скорость жидкой на 10÷30%.

Полученный результат свидетельствует об одной из возможных причин пониженной эффективности сопел. Для нивелирования этого эффекта могут быть полезны меры, увеличивающие время протекания процесса вскипания воды в соплах.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Измерения давления вскипающей жидкости по длине сопла выявили наличие выходного участка его расширяющейся части с неизменным давлением, равным давлению на выходе из сопла.

2. Расчет равновесных параметров в месте начала этого участка по модели гомогенной среды показал, что расчетная величина расхода отличается от измеренной почти вдвое, что может быть следствием пониженного паросодержания из-за неравновесности процесса вскипания.

3. Расчеты, базирующиеся на уравнениях сохранения и результатах эксперимента, показали, что степень сухости может отличаться от равновесной на 40÷50%; это может быть одной из возможных причин низких коэффициентов скорости при истечении вскипающей жидкости из суживающе-расширяющегося сопла, при этом для повышения реактивной силы могут быть полезны меры, увеличивающие время пребывания вскипающей среды в сопле.

Работа выполнена в рамках соглашения с Минобрнауки РФ № 075-11-2022-031 от 07.04.2022 г. по теме: «Создание высокотехнологичного производства реактивных гидропаровых турбин для возобновляемых источников энергии и в схемах когенерации на отопительных котельных». НИОКТР выполняются в организации Головного исполнителя – ФГБОУ ВО «Калужский государственный университет им. К.Э. Циолковского».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Циклаури Г.В., Данилин В.С., Селезнев Л.И. Адиабатные двухфазные течения., М.,Атомиздат, 1973
2. Голдин А.С. Исследование сопел гидропаровой турбины при истечении жидкости с большим недогревом до температуры насыщения. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических. Калуга, 2004. 151 с.
3. Leonid S. et al. Processes of Outflow of the Boiling Steam-Water Mixture in the Widening Part of Hydro-Steam Turbine Nozzles //International journal of computer science and network security: IJCSNS. 2022. Т. 22. №. 12. С. 178-184.

КОЛЛЕКТИВНЫЕ ЭФФЕКТЫ ИСПАРЕНИЯ МАССИВОВ КАПЕЛЬ С ФИКСИРОВАННЫМ МЕЖКАПЕЛЬНЫМ РАССТОЯНИЕМ

ВВЕДЕНИЕ

Испарение капель жидкости – это широко распространённый в природе процесс, изучение которого может принести большую пользу в целом ряде прикладных направлений

Р. Пикнетт и Р. Бексон впервые выделили два режима испарения капли воды с гладкой поверхности: режим постоянного контактного угла и режим постоянной контактной линии. В режиме постоянной контактной линии начальная контактная линия (диаметр капли) остается постоянной, а контактный угол со временем медленно уменьшается (пининг мода). В режиме постоянного контактного угла, наоборот, контактная линия уменьшается при фиксированном контактном угле. Также при испарении капли может наблюдаться смешанный режим испарения, при котором одновременно изменяются контактная линия и контактный угол (режим «прилипание-скольжение»).

Стоит отметить, что смачивание и испарение одиночной капли с твёрдой подложки хорошо изученный процесс, в частности существуют различные аналитические модели испарения одиночных капель жидкости, модели смачивания различных поверхностей каплей жидкости (например, модели Касси-Бакстера и Венцеля).

В то же время процессы коллективного испарения исследованы в существенно меньшей степени. Это объясняется тем, что наличие соседних капель делает аналитический подход к процессам испарения массивов капель значительно более сложным по сравнению со случаем одиночной капли, или, в принципе, может не существовать аналитического решения для задачи коллективного испарения. Близость соседних капель в многомерном массиве капель создает области повышенного содержания пара в газовой фазе в промежуточных пустотах. Следовательно, вокруг отдельных капель устанавливается “эффективное” удержание, опосредованное паром. Распределение и степень накопления пара приводит к дальнейшим изменениям в динамике массопереноса внутри капли и потока пара вокруг нее, вследствие чего изменяется скорость испарения капли, тем самым влияя на динамику испарения массива капель. Тем не менее в последнее время появляются различные модели испарения массивов капель.

1. АКТУАЛЬНОСТЬ

Коллективное испарение является более распространённым в окружающем мире явлением по сравнению с испарением одиночной капли, поскольку обычно капли образуются сразу коллекти-

вом в процессах конденсации, распыления и т.д. И редко, когда расстояние между каплями в образовавшемся массиве не превышает некоторого критического расстояния, на котором можно пренебречь эффектами взаимодействия капель друг с другом. Таким образом, во многих природных явлениях и технологических процессах (струйной печати, покраске, нанесении спрея, высыхании мокрой поверхности, опрыскивание сельскохозяйственных культур, нанесение покрытия на семена или таблетки, охлаждение распылением и сушку распылением и т.д.) наблюдаются именно процессы испарения коллективов капель.

2. МЕТОДЫ И МАТЕРИАЛЫ

Настоящая работа посвящена исследованию коллективного испарения массивов капель с постоянным меж-капельным расстоянием. Для наблюдения и регистрации геометрических характеристик капель, входящих в исследуемые массивы, таких как контактный угол, контактная линия, высота и объём капли, а также для регистрации времени полного испарения капли, использовались возможности лабораторной установки KRÜSS EasyDrop DSA25.

Массивы капель наносили на заранее подготовленную подложку с помощью механического одноканального дозатора «Ленпипет». Поверхность подложки очищали тампоном, смоченным изопропиловым спиртом.

Во всех экспериментах среднее расстояние между соседствующими каплями задавалось в пределах половины диаметра капли, а внешние условия лаборатории эквивалентны обычным комнатным: атмосферное давление, влажность воздуха колебались в границах 30–45%, температура лабораторной среды составляла 20–23 °С. Изучались капли дистиллированной воды объёмом 8 мкл на подложке из алюминия.

3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

В данной работе были экспериментально исследованы процессы испарения как линейных массивов капель, так и симметричных двумерных. Было проведено сравнение полученных данных со случаем свободного испарения одиночной капли. В рассмотренных случаях испарение происходило без подвода дополнительной теплоты, только за счёт взаимодействия с окружающей средой.

Для одномерных линейных массивов (рис.2.) показано, что в случае нечётного числа капель процесс испарения происходит следующим образом: быстрее всего испаряются краевые капли, последовательно высыхая вплоть до того момента,

пока не останется одна лишь центральная капля. При этом полное время испарения краевой капли меньше полного времени испарения капли одиночной, и наоборот центральная как правило испаряется дольше одиночной капли той же жидкости на такой же подложке. Показано, что скорость испарения капли зависит от числа капель в массиве (в самом центре испарение шло медленнее, по краям быстрее.) При увеличении числа капель в массиве центральная капля испарялась всё медленнее в сравнении с одиночной каплей.

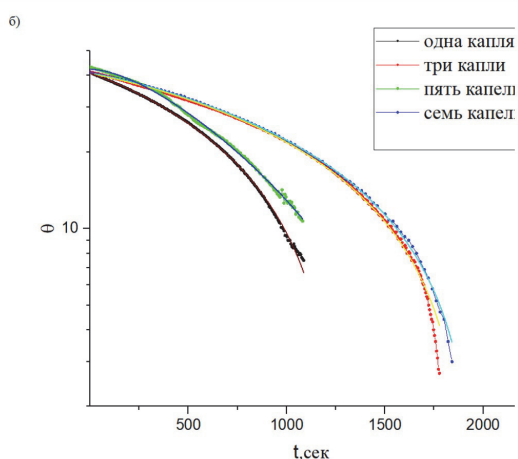
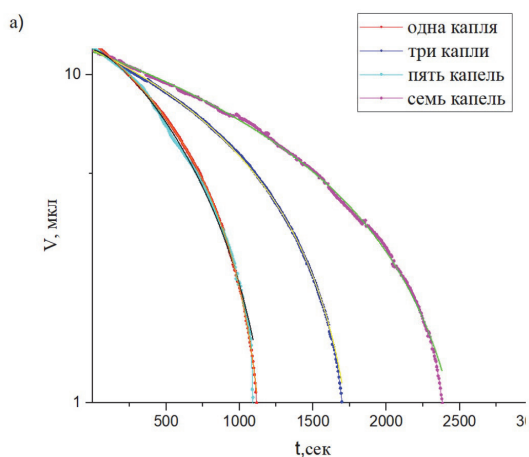


Рис. 1. Графики испарения центральной капли линейного массива для случаев трёх-, пяти-, и семи- капельных систем: а – зависимость объёма центральной капли от времени её полного испарения, б – зависимость контактного угла центральной капли от времени полного испарения.

Интересно отметить, что в ряде экспериментов наблюдалось «аномальное» поведение центральной капли. В частности, при испарении центральной капли в линейном массиве из пяти капель скорость испарения центральной капли была сопоставима со скоростью испарения одиночной капли.

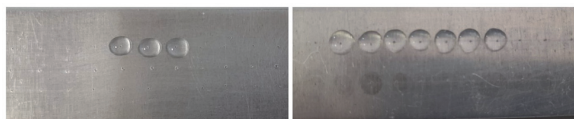


Рис.2. Трёх- и пяти-капельные линейные массивы.

В двумерных массивах каплей скорость испарения и параметры смачивания могут не зависеть от числа капель в массиве, например, для случая «треугольника» и «ломаной». Это согласуется с моделью тесселяции Вороного, по которой время жизни каплей не зависит от их взаимного расположения и асимметричной природы массива каплей и однозначно описывается областью тесселяции Вороного.

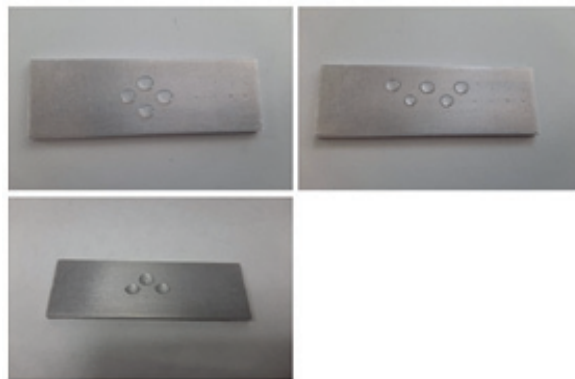


Рис. 3. Рассмотренные в работе двумерные массивы каплей с постоянным меж-капельным расстоянием. Слева-направо: «квадрат», «ломаная», и «треугольник».

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В настоящей работе исследован процесс коллективного испарения как линейных, так и двумерных массивов каплей. Показано, что число капель и их расположение в линейном массиве существенно влияет на характер испарения каплей в массиве. В то же время в двумерных массивах взаимное расположение каплей не оказывает значимого влияния на картину испарения, что хорошо согласуется с теоретическими моделями.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФ (грант 23-19-00840).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Shah A.J., Sun Y., Yang X., Chhasatia V.** Coalescence evaporation and particle deposition of consecutively printed colloidal drops. // *Soft Matter*. 2012. 8, 9205.
2. **Bock M., Tyagi A.K., Kreft J.-U., Alt W.** Generalized Voronoi Tessellation as a Model of Two-dimensional Cell Tissue Dynamics. // arXiv: 0901.4469v2. 2009. 12.2.
3. **Carrier O., Shahidzadeh-Bonn N., Zargar R., Daytona M., Habibi M., Eggers J., Bonn D.** Evaporation of water: evaporation rate and collective effects // *Journal of Fluid Mechanics* 10 July 2016, Volume 798.
4. **Mehr S. M., Businaro L., Habibi M., Moradi A.-R.** Evaporating droplets on superhydrophobic surfaces
5. **Picknett R., Bexon, R.** The Evaporation of Sessile or Pendant Drops in Still Air. *Journal of Colloid and Interface Science*, 61, 336-350

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОБЪЕМНОЙ КОНДЕНСАЦИИ С ПРИМЕНЕНИЕМ CFD-ПАКЕТА ПРИ НАЛИЧИИ ИСПАРИТЕЛЬНЫХ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ

ВВЕДЕНИЕ

В связи с развитием современных технологий и исследованием различных природных явлений важно иметь адекватное описание высокоинтенсивных процессов теплопереноса в двухфазных системах. Исследование сложных систем, находящихся в существенно неравновесных условиях, является актуальной задачей и в перспективе направлено на усовершенствование технологий энергопреобразования, оптимизацию систем охлаждения и отопления, а также повышение безопасности и эффективности ядерных реакторов.

Основная цель настоящей работы - развитие подхода к моделированию процессов испарения и объемной конденсации, основанной на решении кинетического уравнения для функции распределения капель по размерам с применением расчетного CFD-пакета. Предлагаемая модель позволяет задавать испарительные граничные условия на межфазной поверхности и учитывать конденсацию пара в объеме расчетной области.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается задача испарения с плоской границы раздела фаз с последующей конденсацией вследствие пересыщения пара, которое достигается за счет испарения в среду с меньшей температурой. Прямоугольная расчетная область имеет вход и выход (рис. 1), расчетная сетка представляет собой совокупность гекса элементов постоянного размера, сетка структурированная. Левая граница (входная) представляет собой поверхность бесконечного объема, с которой происходит испарение в однофазную однокомпонентную среду. Рабочее тело – пары этанола (без примесей). На входе задается температура $T_0 = T_s(P_{inlet})$, равная температуре насыщения, по которой определяется давление в текущей ячейке (давление P_{inlet} – давление на входе). Фактически, на входе задается степень пересыщения (как отношение давления среды к давлению насыщения), равная единице. Давление и температура на бесконечности (т.е. на расстоянии, существенно превышающем среднюю длину свободного пробега) определяются в соседних, по сравнению со входной гранью, ячейках и зависят от течения. Задача решается в нестационарной постановке.

2. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ

В общем виде математическое описание термогазодинамики включает в себя систему уравнений Навье – Стокса для сжимаемого газа: неразрывности, движения и энергии [1]:

$$\begin{cases} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u}) = S_m; \\ \frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{u}) + \nabla \cdot (\rho \vec{u} \vec{u}) = -\nabla P + \nabla \tau; \\ \frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \nabla \cdot (\rho \vec{u} H) = \nabla \cdot [\vec{u} \cdot \tau + \vec{q}] + S_e; \end{cases} \quad (1)$$

где ρ – плотность; \vec{u} – скорость; p – давление, τ – тензор вязких напряжений, q – тепловой поток, E – полная энергия, H – полная энтальпия, T – температура, S_m – объемный источник массы, S_e – объемный источник энергии.

Интенсивность испарения задается в качестве граничного условия (массовый поток на входе) и определяется по соотношению [2]:

$$j_{vap} = 0.6 \sqrt{2RT_s} (\rho_s - \rho_\infty) \sqrt{\frac{\rho_\infty}{\rho_s}} \quad (2)$$

Плотность пара в состоянии насыщения, а также вдали от межфазной границы определяется в приближении идеального газа:

$$\rho_s = \frac{P_s}{RT_s}; \quad \rho_\infty = \frac{P_\infty}{RT_\infty} \quad (3)$$

Индекс s показывает состояние насыщения, ∞ – удаление от межфазной границы.

Для описания кинетики конденсации используется кинетическое уравнение для функции распределения капель по размерам в общем виде [3]:

$$\frac{\partial f_r}{\partial t} + \vec{v} \cdot \nabla f_r + \frac{\partial}{\partial r} (\dot{r} f_r) = \frac{I}{\rho} \delta(r - r_{cr}), \quad (4)$$

где f_r – функция распределения капель по размерам, нормированная на количество капель в единице массы, δ – дельта-функция Дирака, I – скорость нуклеации, \dot{r} – скорость роста капель, r_{cr} – критический радиус капель.

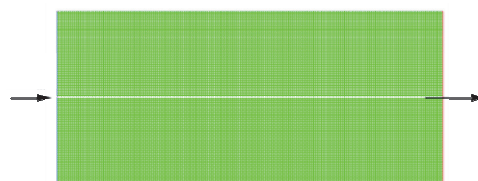


Рис.1. Расчетная область.

Поскольку задача решается с применением CFD-пакета, для решения кинетического уравнения применяется метод моментов [3]. Прирост массы частиц, убыль массы пара, вследствие конденсации, а также тепловыделение и межфазный теплообмен учитываются в расчетном пакете с помощью объемных источников членов в системе уравнений Навье-Стокса. Модель с указанными допущениями реализована в виде специального расчетного модуля «Объемная конденсация», интегрируемого в расчетный CFD-пакет [4].

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

Задача решается в нестационарной постановке, методом установления. Рассматривается один расчетный случай: на входной границе задается температура $T_0=368$ К, а в расчетной области в начальный момент времени ($t=0$) задается температура $T_\infty=343$ К и давление $P_\infty=101325$ Па. В ходе решения получены распределения массовой доли конденсата (рис.2) и степени пересыщения (рис.3) в различные моменты времени вдоль центральной линии расчетной области. Испарительный поток задается на левой границе, которой соответствует $x=0$. Шаг по времени составляет 10^{-7} с.

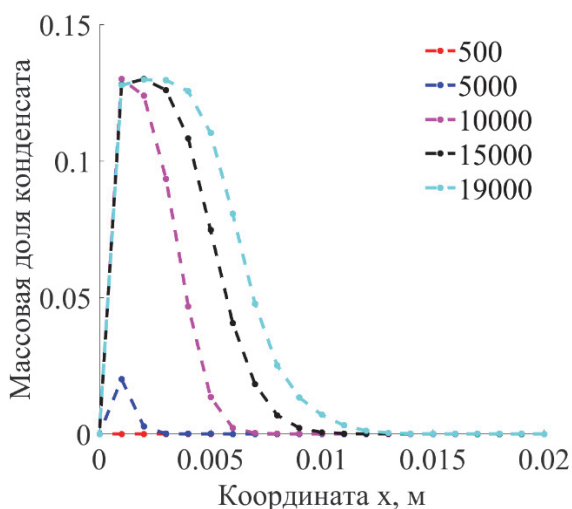


Рис.2. Распределение массовой доли образующегося конденсата вдоль центральной линии расчетной области на различных шагах по времени

На рис.2 показана эволюция массовой доли сконденсировавшегося пара при наличии испарительного граничного условия. Видно, что с течением времени фронт конденсации смещается к холодной границе, что не противоречит известным представлениям о процессе и может говорить об адекватности разработанной модели.

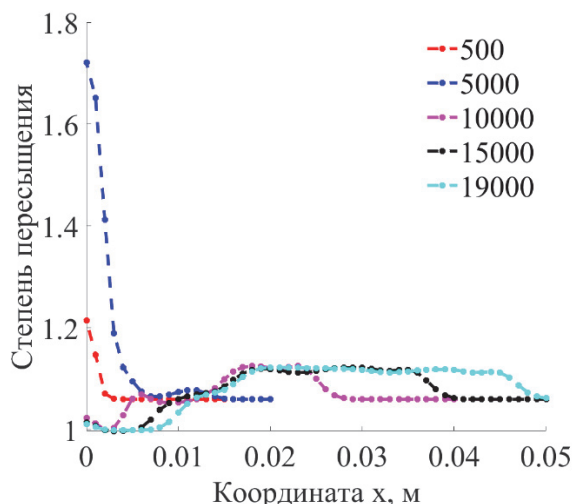


Рис.3. Распределение степени пересыщения вдоль центральной линии расчетной области на различных шагах по времени

На рис.3 показано, что степень пересыщения в начальный момент времени вблизи границы высокая, однако, за счет процесса конденсации степень пересыщения падает.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На примере модельной, нестационарной задачи испарения чистого этанола в паровую среду произведена апробация программной реализации постановки граничных условий испарения с интеграцией специального расчетного модуля «Объемная конденсация» для учета фазового перехода. В ходе решения получены распределения степени пересыщения и массовой доли конденсата, качественно непротиворечащие представлениям об основах физического процесса. Показано, что в начальные моменты времени вблизи границы степень пересыщения высокая, однако, за счет процесса конденсации степень пересыщения падает. Также показано, что массовая доля конденсата со временем растет, а фронт конденсации смещается к холодной границе.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РНФ в рамках научного проекта № 22-19-00044.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Гидродинамика. Издание 6-е. М.: Физматлит, 2015. 728 с. (Теоретическая физика, т. VI).
2. Labuntsov D.A., Kryukov A.P. Analysis of intensive evaporation and condensation // International Journal of Heat and Mass Transfer. 1979. Vol. 22. P.989-1002.
3. Стернин Л.Е. Основы газодинамики двухфазных течений в соплах. М.: Машиностроение, 1974.
4. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ 2022660181 Российская Федерация. Специальный расчетный модуль «Объемная конденсация» / заявители и правообладатели А.А. Сидоров, А.К. Ястребов. № 2022618334; заявл. 28.04.2022; опубл. 31.05.2022 – 1 с.

ТЕПЛООБМЕН ПРИ КОНДЕНСАЦИИ НАСЫЩЕННОГО ВОДЯНОГО ПАРА НА ПОВЕРХНОСТИ ГОРИЗОНТАЛЬНОЙ ТРУБЫ

ВВЕДЕНИЕ

Теплообмен при пленочной конденсации насыщенного водяного пара на наружной поверхности горизонтальной трубы хорошо изучен и успешно рассчитывается с использованием модели Нуссельта. Отечественные [1] и зарубежные [2-3] исследователи разрабатывают и успешно применяют в эксперименте новые лиофобные покрытия, позволяющие добиться капельной конденсации и существенно интенсифицировать теплообмен. При этом подавляющее большинство экспериментов, посвященных тестированию новых покрытий, выполняется на основании расчета средней плотности теплового потока

$$\bar{q} = \frac{G_{\text{охл}} \cdot c_p \cdot \Delta t}{F}, \text{ кВт / м}^2, \quad (1)$$

где $G_{\text{охл}}$ — массовый расход охлаждающей воды, кг/с; c_p — изобарная теплоемкость воды, кДж/(кг·К); Δt — разность температур на входе и выходе охлаждающей воды из измерительного участка, К; F — площадь поверхности теплообмена, м².

Интегральный метод обеспечивает высокую точность: относительная неопределенность расчета не превышает 5%. Однако его низкая информативность вынуждает экспериментаторов сооружать измерительные участки с оптически прозрачными стенками, а описание наблюдаемых эффектов сводится к предположениям о причинах интенсификации теплообмена. Оценка местных коэффициентов теплоотдачи требует развития и применения экспериментальных подходов, позволяющих проводить измерения с приемлемой неопределенностью в режиме реального времени.

Исследование посвящено применению градиентной теплотрии к исследованию теплообмена при конденсации насыщенного водяного пара на наружной поверхности горизонтальной трубы. Результаты прямого измерения местной плотности теплового потока с помощью градиентных датчиков теплового потока (ГДТП) сопоставлены с расчетом по показаниям термопар, установленных на внутренней и наружной поверхностях трубы.

1. МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

Измерительный участок (рис. 1) состоит из трех труб из нержавеющей стали 12Х18Н9Т наружным диаметром $d_1 = 20$ мм с толщиной стенки 2 мм. Трубы зафиксированы в стеклянном кожухе с внутренним диаметром 0,110 м с помощью резиновых заглушек.

Водяной пар подавался в межтрубное пространство из парогенератора ЭПГ-10 с расходом 2,8 г/с.

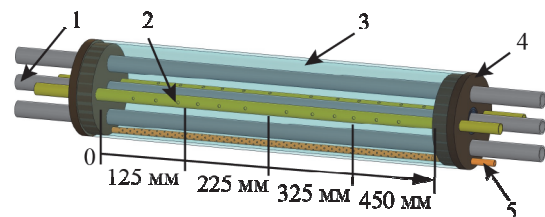


Рис. 1. Схема измерительного участка: 1 – центральная труба из нержавеющей стали 12Х18Н9Т; 2 – паропровод; 3 – стеклянный кожух; 4 – резиновая заглушка; 5 – конденсатоотвод

В центральную трубу подводилась охлаждающая вода с регулируемым расходом, изменение температуры которой измерялась с помощью дифференциальной термопары хромель-копель. В представленном эксперименте верхняя и нижняя трубы не охлаждались, активной конденсации на их поверхности не происходило. Длина поверхности теплообмена составила 0,450 м. В последующих опытах планируется подводить охлаждающую воду во все трубы, что позволит без изменения конструкции стенда изучить теплообмен при конденсации на ряднорасположенных трубах.

На поверхности центральной трубы в трех сечениях (сечение А-А располагается на расстоянии $x = 125$ мм от входа в измерительный участок, сечение Б-Б – $x = 225$ мм, сечение В-В – $x = 325$ мм) заподлицо с наружной поверхностью установлены ГДТП из монокристаллического висмута (рис. 2, а) размерами $1,2 \times 6 \times 0,2$ мм.

Диаметрально противоположно месту установки ГДТП на внутренней и наружной поверхностях трубы установлены спай термопар хромель-копель (рис. 2, б).

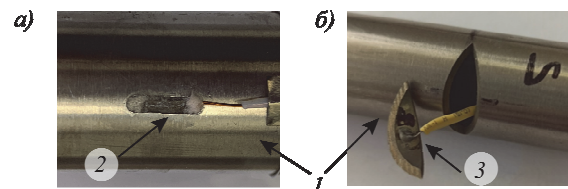


Рис. 2. ГДТП (а) и термопары (б) на трубе: 1 – центральная труба; 2 – ГДТП; 3 – сегмент с термопарой

Предусмотрена возможность поворота трубы с первичными преобразователями вокруг собственной оси: центральная труба закреплена в резиновой заглушке через армированную манжету. Эксперименты выполнены при повороте трубы в диапазоне

угла $\varphi = 0 \dots 360^\circ$ с шагом в 15° , что позволило оценить распределение местных плотности теплового потока и температуры в трех сечениях трубы.

Регистрация сигналов ГДТП и термопар выполнена на модуль PXI-6289 National Instruments, частота записи составила 500 Гц.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТА

В качестве примера приведена угловая теплограмма (рис. 3), построенная в сечении В-В при конденсации насыщенного водяного пара при давлении, близком к атмосферному, с расходом 2,8 г/с на наружной поверхности охлаждаемой горизонтальной трубы при расходе воды 85 г/с. Представлено распределение местной плотности теплового потока, измеренное с помощью ГДТП (красная линия), и рассчитанное по уравнению стационарной теплопроводности через цилиндрическую стенку (2) по показаниям термопар:

$$q = \frac{2\lambda\Delta t_{ст}}{d_2 \ln d_2/d_1}, \text{ кВт/м}^2, \quad (2)$$

где λ – теплопроводность стенки, Вт/(м·К); $\Delta t_{ст}$ – разность температур на внутренней и наружной поверхностях трубы, К; d_1 и d_2 – внутренний и наружный диаметр трубы, м.

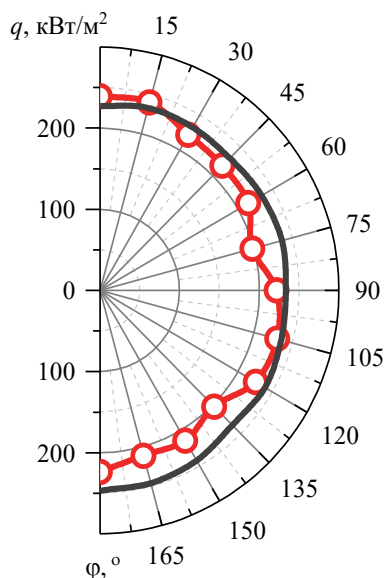


Рис.2. Угловая теплограмма в сечении В-В

Результаты термометрии указывают на практически равномерное распределение местной плотности теплового потока, а теплометрия – на снижение ее значений на 20% в диапазоне полярного угла $\varphi = 135 \dots 180^\circ$, связанное со скоплением конденсата. Наблюдение за конденсацией через стеклянный кожух подтверждает, что в нижней части трубы развивается поддонная зона. Отличие результатов объясняется низкой чувствительностью и существенной относительной неопределенностью термометрии: около 15 %, против 7% для теплометрии.

Термометрию целесообразно применять не как самостоятельный подход к оценке плотности теплового потока, а совместно с градиентной теплометрией для оценки распределения местного коэффициента теплоотдачи (КТО) по периметру трубы (рис 3).

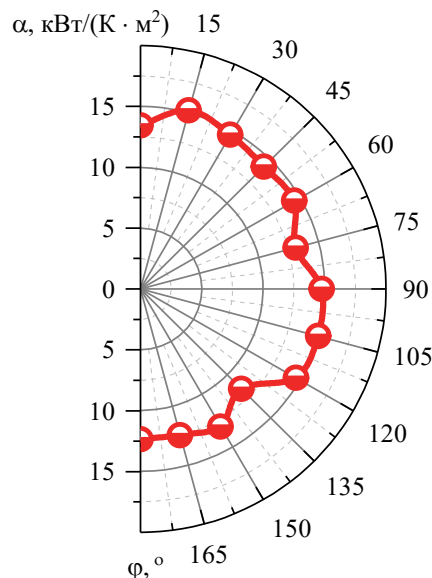


Рис.3. Распределение местного КТО в сечении В-В

Подтверждено, что в сечении В-В местный КТО снижается в диапазоне полярного угла $\varphi = 120 \dots 180^\circ$ ввиду увеличения толщины конденсата.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Градиентная теплометрия применима к мониторингу теплообмена при конденсации и позволяет определить часть трубы, на которой целесообразно использовать поверхностные интенсификаторы и специальные покрытия. Эксперименты будут продолжены в широком диапазоне варьируемых расходов водяного пара и охлаждающей воды. Результаты исследования позволят оценить развитие поддонной зоны, распределения местных плотностей теплового потока и КТО в зависимости от расхода конденсата.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Kuzma-Kichta Yu.A.**, Ivanov N. S. et al. Heat Transfer Intensification During Condensation on a Horizontal Pipe by Means of Combined Hydrophobic Coating // JEPT. 2023. V. 96, N. 2. P. 338-344.
2. **Huanmin L.** et al. Experimental investigation on the heat transfer enhancement of steam condensation on tube with hydrophilic-hydrophobic hybrid surface // J. Phys.: Conf. Ser. 2022 2280.
3. **Egab K.** et al. Influence of Pattern Geometry of Hybrid Surfaces on Dropwise Condensation Heat Transfer and Droplet Dynamics // Proc. ASME 2017 Int. Mech. Eng. Congr. Expo. 2018. pp. 1–8.

ОПЫТ ТРЕХМЕРНОГО ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА В ОСЦИЛЛЯЦИОННЫХ ТЕПЛОВЫХ ТРУБАХ

ВВЕДЕНИЕ

Осцилляционные тепловые трубы (ОТТ) в их современном виде появились в 1990-х годах [1]. ОТТ удачно сочетают достоинства других теплопередающих устройств, работающих по замкнутому испарительно-конденсационному циклу – по теплопередающей способности и термическому сопротивлению ОТТ сопоставимы с аксиальными и контурными тепловыми трубами, а по простоте конструкции (отсутствие капиллярно-пористой структуры) приближаются к двухфазным термосифонам.

Типичная ОТТ состоит из нескольких последовательно соединенных U-образных капиллярных трубок (петель), образующих замкнутый контур (рис. 1а). Труба частично (обычно на 30–70%) заполнена рабочей жидкостью. Благодаря силам поверхностного натяжения в канале образуется ряд жидких «пробок», разделенных пузырями пара. Источник тепла (испаритель) находится на одном конце ОТТ, область отвода тепла (конденсатор) – на другом; между ними может располагаться адиабатический участок. При работе ОТТ в области нагрева происходит интенсивное испарение жидкости с образованием относительно крупных (занимающих все поперечное сечение канала) пузырей пара, которые толкают примыкающие жидкие «пробки» (вместе с разделяющими их пузырями) по направлению к конденсатору, где идет обратный процесс – уменьшение (вплоть до исчезновения) пузырей вследствие конденсации пара на охлаждаемых стенках канала. Благодаря случайному появлению и исчезновению пузырей, в ОТТ возникает хаотическое пульсирующее течение, которое и обеспечивает высокоэффективный перенос тепла от испарителя к конденсатору.

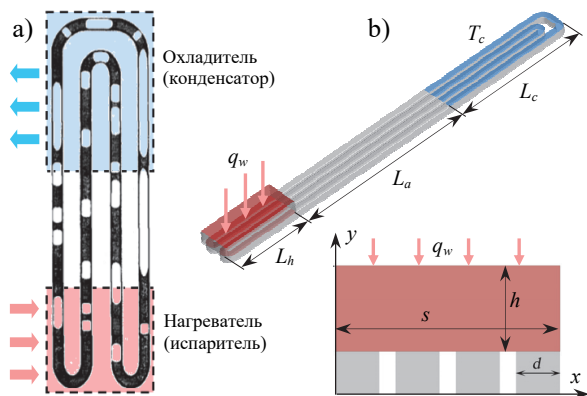


Рис. 1. Двухпетлевая ОТТ: а) схема, б) расчетная область (общий вид и сечение в области нагревателя).

Несмотря на большое число экспериментальных исследований (см., напр., недавние обзоры [2, 3]), прогнозирование работы ОТТ остается нетривиальной задачей ввиду сложности определяющих физических процессов, разнообразия режимов течения.

CFD-расчет течения в ОТТ предполагает решение нестационарной трехмерной (3D) задачи, что в сочетании с большой длиной трубки ОТТ (обычно сотни или тысячи диаметров) делает такие расчеты чрезвычайно затратными. Для экономии вычислительных ресурсов многие авторы ограничиваются решением задачи в приближенной двумерной постановке; 3D расчеты встречаются редко [4–7] и опыт их проведения явно недостаточен.

Настоящая работа направлена на отработку методики 3D численного моделирования рабочего процесса в ОТТ по методу Volume-of-Fluid (VoF) на примере модельной двухпетлевой ОТТ. Расчеты проведены с применением пакета ANSYS Fluent.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Общий вид расчетной области и основные размеры рассматриваемой ОТТ показаны на рис. 1б. Канал ОТТ имеет сечение квадрата со стороной $d = 2$ мм; длины нагревателя, конденсатора и адиабатического участка составляют: $L_h = 25$ мм, $L_c = 43$ мм, $L_a = 56$ мм; ширина ОТТ $s = 10,2$ мм.

Участки подвода и отвода тепла расположены на одной стороне канала (в плоскости $y = 2$ мм); остальные стенки канала адиабатические. На охлаждаемой части поверхности канала (синяя область на рис. 1б) задана постоянная температура $T_c = 283$ К. К участку теплоподвода примыкает прямоугольная медная пластина толщиной $h = 4$ мм; на ее противоположной стороне ($y = 6$ мм) задан равномерный тепловой поток q_w , обеспечивающий суммарную мощность подвода тепла $Q = 2,7$ Вт.

В базовом варианте положение ОТТ вертикальное, с нагревом снизу (испаритель находится ниже конденсатора); рабочая жидкость (этанол) занимает 50% объема канала. Теплофизические свойства спирта и меди заданы в соответствии с литературными данными. Для паровой фазы используется уравнение состояния идеального газа. Для вязкости жидкого спирта и давления насыщенного пара учитывается их зависимость от температуры.

2. ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЕ АСПЕКТЫ

Показанная на рис.2 базовая расчетная сетка содержит $64 \cdot 10^3$ ячеек; в канале ОТТ сетка структурированная, $10 \times 10 \times 504$ ячеек (шаг вдоль канала 1 мм); в пластине нагревателя сетка неструктури-

рованная, состоит из 10 слоев призматических ячеек со сгущением к интерфейсу. Для оценки влияния сеточного разрешения на результаты расчета, помимо базовой (сетка №1), использовалась сетка №2 с продольным шагом 0,5 мм ($123 \cdot 10^3$ ячеек) и сетка №3, измельченная также и в поперечных направлениях ($442 \cdot 10^3$ ячеек).

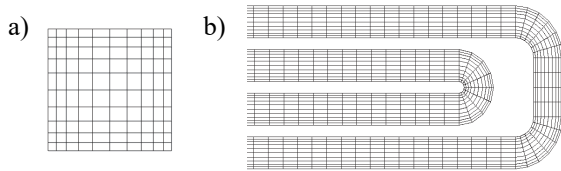


Рис. 2. Базовая расчетная сетка: а) поперечное сечение, б) продольное сечение в области конденсатора.

При проведении расчетов в качестве базовых были выбраны: для аппроксимации уравнения переноса фазы – схема Compressive (с опциями Interface Modeling = Sharp, Interfacial Anti-diffusion = Off); для решения уравнений движения двухфазной среды – метод Coupled; для продвижения по физическому времени – неявная схема первого порядка с шагом по времени $2 \cdot 10^{-4}$ с ($CFL < 0,5$).

Время выхода ОТТ на установившийся режим составляло около 120 с. При использовании двух 28-ядерных узлов кластера СКЦ «Политехнический», расчет занимал до 10 дней; увеличение числа узлов не позволяло ощутимо ускорить расчет,

3. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

На рис. 3 приведены поля объемной доли пара α в среднем сечении канала ($y = 1$ мм), полученные на разных сетках. Видно, что при измельчении сетки в продольном направлении (сетка №2) межфазная граница прописывается более четко, а измельчение еще и в поперечном сечении (сетка №3) визуально почти не влияет на картину распределения α . Однако характер влияния сетки на тепловое сопротивление ОТТ совершенно иной: по сравнению с сеткой №1 ($R_{th} = 7,6$ К/Вт) сопротивление на сетке №2 уменьшилось всего на 3%, а на сетке №3 – на 21%. Можно заключить, что используемые многими авторами сетки с разрешением до 10 ячеек на диаметр канала [4–6] явно недостаточны для получения сеточно-независимого решения.

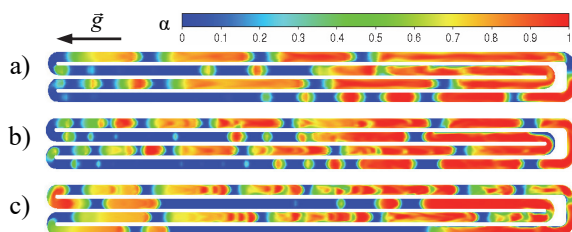


Рис. 3. Мгновенные поля объемной доли пара в сечении $y = 1$ мм, полученные на сетках №1 (а), №2 (б) и №3 (с).

Использование вместо схемы Compressive более диссипативных схем CICSAM и Modified HRIC приводило к сильному размытию межфазных границ и увеличению R_{th} на 34% и 38% соответствен-

но. Схема Geo-Reconstruct показала снижение R_{th} всего на 1%, но для сохранения устойчивости счета потребовалось в два раза уменьшить шаг по времени.

Проводилась также оценка влияния на работу ОТТ ее ориентации относительно силы тяжести. Было получено в частности, что при изменении положения ОТТ от вертикального ($\theta = 90^\circ$) до почти горизонтального ($\theta = 15^\circ$) тепловое сопротивление ОТТ увеличилось в полтора раза. Однако в горизонтальном положении ($\theta = 0^\circ$) ОТТ фактически не работала – независимо от начального распределения жидкости вдоль канала процесс выходил на режим неустойчивых осцилляций с периодическим осушением испарителя (dry-out). Согласно опытным данным [2, 8], такое поведение типично для малопетлевых ОТТ.

Для валидации разработанной методики были проведены пробные расчеты однопетлевой ОТТ, для которой имеются опытные данные по термическому сопротивлению [8]. Хорошее ($\pm 20\%$) согласие с данными измерений получено только для умеренных тепловых нагрузок. В области больших нагрузок расчет значительно превышал тепловое сопротивление ОТТ.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполнены систематические расчеты для отработки методики 3D моделирования рабочего процесса ОТТ по методу VoF. Оценена степень влияния расчетной сетки и параметров вычислительной модели на термическое сопротивление ОТТ.

Проведена предварительная валидация разработанной методики на примере однопетлевой ОТТ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Akachi H. Structure of a micro heat pipe // US Patent No. 5219020, 1993-06-15.
2. Bastakoti D., Zhang H., Li D., Cai W., Li F. An overview on the developing trend of pulsating heat pipe and its performance // Appl. Thermal Engineering. 2018, Vol. 141, p. 305–332.
3. Marengo M., Nikolayev V.S. Pulsating heat pipes: experimental analysis, design and applications // In: Thome J.R. (ed.) Encyclopedia of two-phase heat transfer and flow IV, vol.1: Modeling of two-phase flows and heat transfer. World Scientific, 2018, 352p. – p. 1–62.
4. Nagvase S., Pachghare P. Experimental and CFD analysis of closed loop pulsating heat pipe with DI-water // Int. J. IEEE, 2013, No. 10, p. 185-190.
5. Venkata Suresh J., Bhramara P. CFD Analysis of multi turn pulsating heat pipe // Int. J. Scientific & Engineering Research, 2016, Vol.7, No. 6, p.238-244.
6. Vo D.T., Kim H.T., Ko J., Bang K.H. An experiment and three-dimensional numerical simulation of pulsating heat pipes // Int. J. Heat and Mass Transfer, 2020, Vol. 150, P. 119317, 12p.
7. Pouryoussefi S.M., Zhang Y. Nonlinear analysis of chaotic flow in a three-dimensional closed-loop pulsating heat pipe // ASME J. Heat Transfer, 2016, Vol. 138, No. 12, P. 122003, 13 p.
8. Khandekar S. Thermo-hydrodynamics of closed loop pulsating heat pipes // PhD Thesis, Univ. Stuttgart, 2004, 154p.

ОБРАТНЫЕ ЗАДАЧИ ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА ПРИ НАДДУВЕ КРИОГЕННЫХ РАКЕТНЫХ БАКОВ

ВВЕДЕНИЕ

При работе двигательной установки ракеты-носителя возникает необходимость компенсировать просадки давления в баках, возникающие вследствие отбора жидкого топлива. Для компенсации потерь по давлению внутрь бака подается газ наддува. Для повышения массового совершенства необходимо минимизировать количество газа наддува, необходимое для успешного выполнения полетного задания, увеличив таким образом массу выводимой полезной нагрузки [1]. В качестве компонентов топлива в современной ракетно-космической технике широко применяют криогенные вещества [2]. Кроме того, как правило, газ наддува имеет более высокую температуру, чем топливо. Указанные факторы приводят к интенсификации процессов теплообмена внутри бака. При моделировании процессов в баках ракет типовой задачей является нахождение давления в баке по заданным параметрам наддува и отбора топлива. Данная работа посвящена аналитическому решению обратных задач наддува, когда по заданному давлению находится потребный расход газа. Будут рассмотрены асимптотические случаи теплообмена на межфазной границе жидкости и газа, а также их влияние на расход газа наддува и прогрев топлива.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается бак, частично заполненный криогенной жидкостью. Жидкость считается несжимаемой и предполагается, что газовая подушка бака заполнена только парами жидкости, которые подчиняются уравнению идеального газа. Будем считать, что течение в баке существенно дозвуковое, неоднородностями давления по объему подушки можно пренебречь во всех уравнениях, кроме уравнений движения. В момент времени $t = 0$ начинается отбор жидкости с объемным расходом F_l через нижнее днище бака с одновременным наддувом. Будем считать, что давление в баке остается постоянным и равно начальному давлению. Предполагается, что на поверхности раздела фаз реализуется термодинамическое равновесие. Тогда температура поверхности раздела T_s также остаётся постоянной на протяжении всего процесса. Индекс E относится к параметрам газа наддува, L - к параметрам жидкости, S - параметры межфазной поверхности. G_{E0} - расход газа наддува, необходимый для поддержания давления при температуре газа, равной температуре поверхности жидкости.

2. ТЕПЛОБМЕН В СЛУЧАЕ ОТСТУТСТВИЯ ПРОГРЕВА ЖИДКОСТИ

2.1. Минимальный теплообмен

Рассмотрим сначала задачу в предположении, что теплообмен между подушкой и жидкостью полностью отсутствует. Тогда массовый расход наддува будет зависеть только от температуры газа (1).

$$G_{E0} \frac{T_S}{T_E} = \frac{G_{E0}}{\tilde{T}_E} \quad (1)$$

Очевидно, что чем выше температура газа наддува, тем меньший массовый расход требуется для поддержания давления, то есть. «горячий» наддув выгоднее, чем «холодный».

2.2. Предельный теплообмен

Рассматривается та же самая задача, но в предположении, что реализуется режим предельного теплообмена. Режимом предельного теплообмена мы будем называть ситуацию, когда всё поступающее внутрь бака тепло идет на фазовый переход. Поскольку жидкость в рассматриваемых условиях прогреваться не может, то все тепло идет на испарение. Массовый расход по формуле (2)

$$G_{E2} = \frac{G_{E0}}{1 + \alpha(\tilde{T}_E - 1)}, \quad \alpha = \frac{c_p T_S}{r} \quad (2)$$

3. РЕАЛЬНЫЙ ТЕПЛОБМЕН

Полученное выражение (1) и (2) для двух предельных случаев теплообмена можно представить на графике (Рис.1)

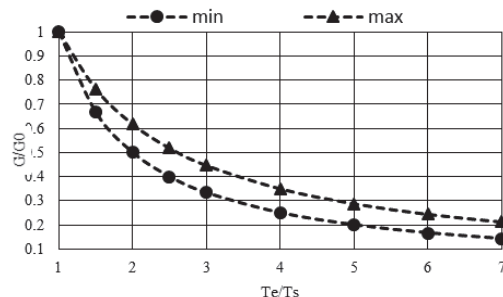


Рис. 1 Зависимость расхода газа наддува от температуры в случае минимального и предельного теплообмена для водорода при давлении 1 атмосфера

На основании оценок расхода газа наддува для двух асимптотических случаев теплообмена на межфазной поверхности, можно выдвинуть предположение, что кривая, описывающая реальный расход, будет расположена ниже кривой соответствующей предельному теплообмену и выше кри-

вой, соответствующей минимальному теплообмену. Для подтверждения этой гипотезы, добавим на рисунок 2 значения реального потребного расхода газа наддува, описанного в эксперименте [3]

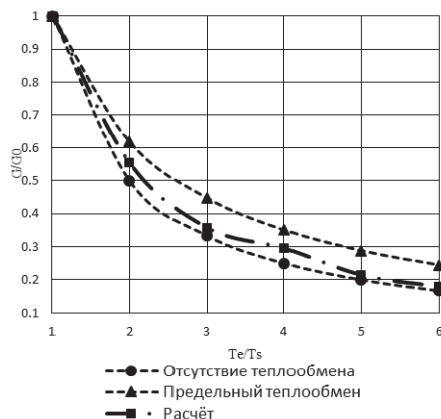


Рис. 2 Расположение реального расхода в эксперименте [3] относительно асимптотических случаев

4. ТЕПЛООБМЕН В СЛУЧАЕ ПРОГРЕВА ЖИДКОСТИ

4.1. Постановка задачи

Рассмотрим теперь ситуацию, когда температура жидкости под зеркалом меньше температуры свободной поверхности. В этом случае тепло, поступающее из подушки к поверхности, будет идти не только на испарение, но и на прогрев жидкости.

$G_g \neq 0, Q_{SL} \neq 0$. В таком предположении на границе раздела фаз может происходить не только

испарение, но и конденсация ($G_g < 0$). Также будем считать, что слой жидкости под свободной поверхностью опускается, не изменяя своей формы. Исследования процесса бездренажного хранения криогенного топлива [4] показали, что в условиях, когда толщина верхнего прогревающегося слоя мала, основным источником его прогрева является тепло, поступающее сверху, от поверхности раздела, причем распространение этого тепла сверху вниз достаточно хорошо описывается уравнением теплопроводности. Будем считать, что данные особенности сохраняются и в условиях опорожнения бака с одновременным наддувом. Задачу для расчета температуры жидкости в верхнем прогретом слое можно записать при помощи следующих уравнений:

$$\rho_L c_L \frac{\partial T_L}{\partial t} = \lambda_L \frac{\partial^2 T_L}{\partial z^2}$$

$$T_L|_{t=0} = T_{L0}(z), T_L|_{z=0} = T_S \quad (3)$$

$$T_L|_{z \rightarrow \infty} = T_{L00} = T_{L0}|_{z \rightarrow \infty}$$

Как легко заметить, уравнения (3) представляют собой одномерную нестационарную задачу теплопроводности о прогреве полуограниченного тела (полупространства) с граничным условием первого рода. Применим для решения рассматриваемой задачи тепло-

проводности интегральный метод, для чего схематизируем профиль температуры формулой:

$$\theta = \theta_S \left(1 - \frac{z}{\delta}\right)^2, \quad \theta_S = T_S - T_{L00} \quad (4)$$

Здесь $\delta(t)$ - толщина прогретого слоя, θ_S - перепад температуры между поверхностью жидкости и жидкостью вне прогретого слоя. Решение интегральных уравнений позволяет получить зависимость толщины прогретого слоя от времени

$$\delta = \tilde{\delta}_0 \left(1 + 12\tilde{t} / \tilde{\delta}_0^2\right)^{1/2} \quad (5)$$

Из уравнения (4) видно, что зависимость толщины прогретого слоя будет пропорциональна квадратному корню из времени. Процессы тепло и массопереноса будут описываться при помощи уравнения (6)

$$G_E \tilde{T}_E + \frac{Q_{VS}}{r} \left(1 - \frac{1}{\alpha}\right) = G_{E0} + \frac{Q_{SL}}{r} \quad (6)$$

Для описания теплообмена на границе жидкость-газ вводится параметр k , такой что:

$$Q_{VS} = k G_E c_p (T_E - T_S) \quad (7)$$

Тогда случай полного отсутствия конвективного теплообмена между подушкой бака и жидкостью, и случай предельного теплообмена, соответствуют значениям коэффициента k соответственно $k = 0$ и $k = 1$. Теперь можно будет подставить (7) в (6), получив выражение (8)

$$G_E (\tilde{T}_E + k(\tilde{T}_E - 1)(\alpha - 1)) = G_{E0} + \frac{Q_{SL0} \rho}{r} \quad (8)$$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Получение асимптотических значений для массового расхода газа наддува для двух крайних случаев теплообмена позволило получить коридор значений, внутри которого лежит реальное значение потребного массового расхода при реальном теплообмене. Учет прогрева топлива, в следствие воздействия на фазовую поверхность тепловым потоком позволило приблизиться к модели реального теплообмена на границе раздела жидкость-газ, на которой в зависимости от условий может происходить как испарение, так и конденсация.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бершадский В.А., Соколов Б.А., Туманин Е.Н. Метод верификации модели процесса рабочего наддува баков при отработке системы топливоподдачи в жидкостных ракетных двигателях двигательных установок ракет-носителей. // Космическая техника и технологии 2022, №1(36), с. 57-69
2. Ludwig C. and Dreyer M.E. Investigations on thermodynamic phenomena of the active-pressurization process of a cryogenic propellant tank // Cryogenics, 2014. No 63, P. 1-16.
3. Stewart M.E. Pressurization of a flightweight, liquid hydrogen tank: evaporation & condensation of a liquid/vapor interface. // AIAA Propulsion and Energy Forum, Atlanta, 2017.
4. Черкасов С.Г., Миронов В.В., Миронова Н.А., Моисеева Л.А. Метод расчета скорости роста давления при бездренажном хранении жидкого водорода в емкостях // Изв. РАН, Энергетика, 2010 Т. 4, с. 155-161.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ЛЕГКОПЛАВКИХ РАСПЛАВОВ МЕТАЛЛОВ С ЖИДКОСТЬЮ-ОХЛАДИТЕЛЕМ

ВВЕДЕНИЕ

При взаимодействии капель высокотемпературного расплава металлов с жидкостью – охладителем, как правило, водой, может происходить фрагментация исходной капли, сопровождающейся возникновением больших импульсов давления. Подобное явление, которое носит название маломасштабный паровой взрыв, при больших масштабах может встречаться в атомной энергетике, металлургии, производство целлюлозы [1]. Помимо своей негативной разрушительной способности, паровые взрывы могут с пользой быть использованы в ряде технологических процессах, например при получении металлов аморфной структуры [2, 3].

В данной работе представлены экспериментальные данные по импульсам давления в воде комнатной температуры, генерируемые при маломасштабных паровых взрывах, а также приведены оценки значения амплитуды давления непосредственно около места взрыва. Кроме того, в докладе изложены результаты исследований особенностей фрагментации легкоплавких металлов (Sn, Bi, Pb), включая данные о внешней структуре образующихся осколков и их свойства.

1. ОПИСАНИЕ УСТАНОВКИ И МЕТОДИКИ ЭКСПЕРИМЕНТА

Схема экспериментальной установки показана на рисунке 1. Измерение возникающих при взаимодействии жидкого металла и воды импульсов давления осуществлялось с помощью пьезоэлектрического датчика Kistler типа 601A, который располагался на глубине $H = 75$ мм от поверхности жидкости. Датчик размещался на торце герметичной U – образной латунной трубке, закрепленной на штативе. Измерения проводились в измерительной среде LabVIEW с использованием вторичной аппаратуры National Instruments. В проведенных опытах для нагрева образцов применялись две индукционные плавильные установки (характерные частоты наведенных токов 60 кГц и 250 кГц, максимальная температура нагрева $T_{\text{макс.}} \sim 1600^\circ\text{C}$). В некоторых экспериментах использовалась также резистивная плавильная печь с $T_{\text{макс.}} \sim 1100^\circ\text{C}$. В случае индукционного нагрева образец размещался внутри витков индуктора и в состоянии левитации разогревался до температуры выше плавления металла. При отключении электропитания индуктора жидкометаллическая капля падала в прямоугольную стеклянную емкость размером $1000 \times 600 \times 600$ мм, заполненную водой комнатной температуры.

При использовании печи с резистивным нагревом расплавленный металл в форме струи выливался непосредственно из тигля в рабочую ванну.

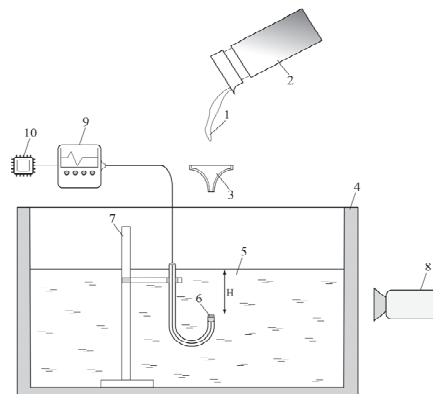


Рис. 1 Схема экспериментальной установки: 1 – расплавленный металл, 2 – графитовый тигель, 3 – воронка для формирования струи, 4 – резервуар с охлаждающей жидкостью, 5 – вода, 6 – пьезодатчик давления, 7 – штатив, 8 – камера, 9 – АЦП, 10 – ПК;

Для наблюдения за процессом фрагментации использовались видеокамеры с максимальной скоростью съемки 960 кадр/с. Нагрев образца и его остывание при падении до входа в воду осуществлялось либо в среде инертного газа (аргон), либо на воздухе.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

В результате проведенных исследований было установлено, что для исследуемых металлов наблюдается существенное различие как форме возникающих импульсов давления, так и в достигаемых амплитудных значениях.

Показания с датчика свидетельствуют об амплитудных значениях давлениях при взрыве порядка 5 – 15 кПа для расплавов из Bi и Sn (рис.2а, б), наибольшие же амплитуды давления достигаются для расплава из Pb ~ 50 кПа (рис.2в).

Опираясь на полученные амплитудные значения давления на известном расстоянии от мембраны датчика (5 – 10 см) можно рассмотреть обратную задачу о нахождении давления в месте взрыва [4]. Результаты численных оценок свидетельствуют о том, что в месте взрыва давления могут достигать десятков и сотен атмосфер в акустическом приближении. Также в ряде случаев имело место разрушение резервуара для сбора продуктов фрагментации при экспериментах со свинцов, в этом случае оценки дают значение давления ~ 100 МПа. Поэто-

му большая часть экспериментов была проведена в ограниченных диапазонах изменения массы образцов и их температуры: 3 – 15 г и 700 – 1000°C, соответственно.

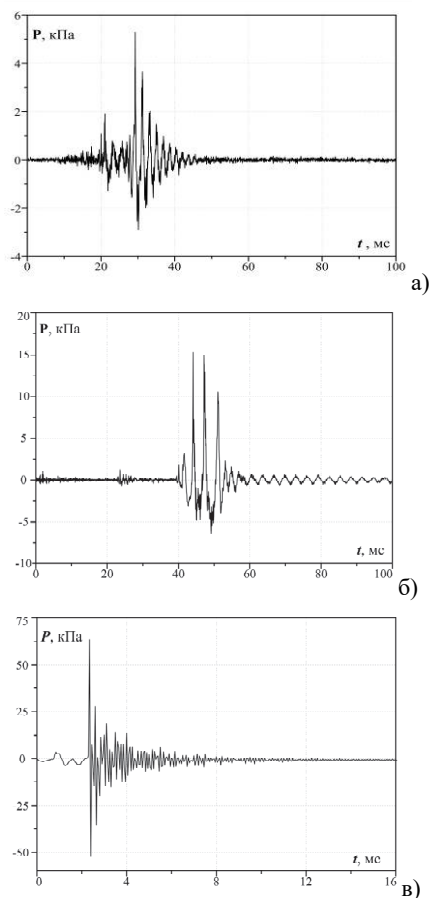


Рис. 2 Экспериментальные импульсы давления, возникающие при взаимодействии а) Sn б) Bi в) Pb при массе 10гр и $T = 700^{\circ}\text{C}$;

3. АНАЛИЗ ОСКОЛКОВ ФРАГМЕНТАЦИИ

При исследовании тонкой фрагментации расплава исследовалась металлографическая структура образующихся осколков каждого из исследуемых металлов. Отличительная особенность дробления оловянных капель состоит в образовании фрагментов с особой сотовой структурой – “honeycomb”, которая характеризуется увеличенной площадью соприкосновения охладителя с расплавом.

Для процесса дробления висмута характерно образование относительно крупных осколков (сантиметр – несколько миллиметров) размеров с игловидными выступами. При увеличении высоты падения происходит уменьшение характерного размера и образования большего количества мелких частиц. Подобная структура сохраняется при повышении температуры и массы расплава.

Для образцов из Sn, Bi и Pb был проведен анализ распределения продуктов фрагментации по их размерам. Некоторые результаты этого анализа представлены на рис.3.

Форма свинцовых осколков сильно зависит от начальной температуры исследуемого расплава. Для массы расплава от 3 – 15 гр и при $T = 700^{\circ}\text{C}$

950°C характерны цельные крупные округлые осколки (сантиметр – несколько миллиметров). При более высоких температурах внешний их вид существенно изменяется – наблюдаются многочисленные зоны с пористой частью малых размеров; образуются мелкодисперсные частички.

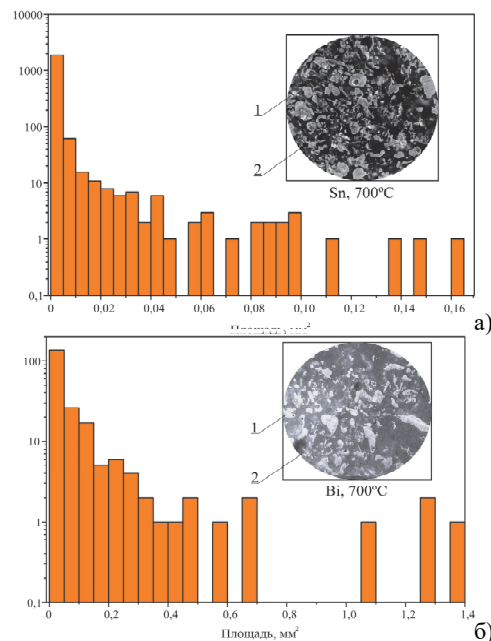


Рис. 3 Гистограммы распределения продуктов фрагментации по характерным площадям поперечного сечения образующихся структур а) Sn б) Bi при $T = 700^{\circ}\text{C}$; Представлена фотография шлейфа поперечного сечения образцов, где 1 – сечения металла, 2 – пространство, заполненное эпоксидной смолой.

4. ВЫВОДЫ

Результаты эксперимента показывают, что наибольшие пульсации давления генерируются в одиночных импульсах при взаимодействии воды с жидким свинцом. Интенсивность взрывов увеличивается с ростом начальной температуры расплава.

Обнаруженные существенные отличия в структуре продуктов фрагментации для разных расплавов могут свидетельствовать о различных механизмах их фрагментации при маломасштабных паровых взрывах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Deng Y., Guo Q., Xiang Y., Fang D., Ma W. An Experimental study on steam explosion of multiple droplets in different chemical solutions // *Int. J. Heat Mass Trans.* 2024. V.226. P. 125477.
2. Судзуки К., Фудзимори Х., Хасимото К. Аморфные металлы / Под ред. Ц. Масумото. М.: Металлургия, 1987. 328 с
3. Ивочкин Ю.П., Бородин Т.И., Казаков А.Н., Тепляков И.О. Экспериментально-расчетное исследование возможности получения аморфных сплавов при взрывной фрагментации горячих капель в низкокипящем охладителе // *Тепловые процессы в технике.* 2020. Т. 12. №3. С. 136–142.
4. Кедринский В. К. Гидродинамика взрыва: эксперимент и модели (Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2000).

РАЗРАБОТКА УРАВНЕНИЯ ДЛЯ КРИТИЧЕСКОЙ ТЕПЛОВОЙ НАГРУЗКИ ПРИ КИПЕНИИ НЕДОГРЕТОЙ ВОДЫ В МАКРО-, МИНИ-, И МИКРОКАНАЛАХ

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность изучения методов повышения критической тепловой нагрузки (КТН) связана с развитием микроэлектроники, лазерных и радиолокационных систем, ядерной техники, где для охлаждения используются каналы различного диаметра.

1. УРАВНЕНИЕ ДЛЯ РАСЧЕТА КТН ПРИ КИПЕНИИ НЕГРЕТОЙ ВОДЫ В МАКРО-, МИНИ- И МИКРОКАНАЛАХ

Возникновение кризиса теплообмена при кипении недогретой воды в каналах связано с достижением паросодержания на поверхности теплообмена критического значения [1-2]. Для макроканалов существует большое количество уравнений для расчета кризиса теплообмена, а для мини- и микроканалов рекомендации ограничены. В работе [3] отмечено, что в микроканале возникает реверс потока, а именно движение пара против потока, что может привести к более раннему возникновению кризиса теплообмена. Кроме того, стесненность микроканала затрудняет рост парового пузыря. Отмеченные особенности кипения затрудняют расчет КТН в мини- и микроканалах.

В 2013 году в диссертации [4] было предложено размерное уравнение для расчета КТН при кипении недогретой воды в макроканалах. В 2020 году в работе [5] предложено безразмерное уравнение (1) для КТН в макроканале. С использованием данного уравнения впервые построена скелетная таблица значений КТН в микроканале с закруткой потока [6]. В этой работе, а также на конференциях [7, 16] это уравнение применено для расчета КТН в микроканале. В настоящей работе представлены результаты расчета КТН для макро-, мини- и микроканалов с помощью этого уравнения:

$$Bo = 0,0046 \cdot (We)^{-0,385} \cdot k_p^{0,149} \cdot d^{0,25} \cdot Pe^{0,125} \cdot X \cdot k_l \quad (1)$$

где $We = \frac{(\rho W)^2 \cdot d}{\rho_l \cdot \sigma}$ – число Вебера;

$$k_p = \frac{p}{[\sigma \cdot (\rho_l - \rho_v) \cdot g]^{0,5}}$$

– коэффициент, учитывающий влияние давления;

$$X = 1 + \left[0,2 \cdot |x|^{0,5} \cdot We_p^{0,166} \cdot \left(\frac{p_{сп}}{3 \cdot p} \right)^{0,18} \right]^2$$

– функция паросодержания;

$$k_l = 1 + \frac{0,047 \cdot (L_H/d)^{0,25}}{B_p} \left[1 + \frac{813820}{(L_H/d)^{2,5} \cdot Pe} \right] \cdot e^{-0,063 \cdot (L_H/d)^2}$$

– коэффициент, учитывающий влияние длины участка нагрева L_H ; $B_p = 0,15 + 0,02 \cdot e^{42 \cdot (p/p_{сп})}$ – коэффициент, учитывающий давление.

В случае интенсификации теплообмена с помощью закрученной ленты в уравнение (1) может быть добавлен коэффициент $k_y = \left[1 + \frac{300}{y^{1,5} \cdot (\rho W)^{0,5}} \right]^{0,5}$.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА КТН ПРИ КИПЕНИИ В МАКРО-, МИНИ- И МИКРОКАНАЛАХ

Результаты расчета КТН по уравнению (1) при кипении недогретой воды в макро-, мини- и микроканалах представлены на рисунках 1,2. Для макроканалов в диапазон отклонений $\pm 30\%$ попадает 85% из 567 точек и для мини- и микроканалов 95% из 66 точек. Таким образом, в случае макроканалов уравнение (1) описывает данные по КТН для диаметров от 1,6 до 20 мм, давлений от 0,1 до 20,1 МПа. Для мини- и микроканалов уравнение (1) описывает данные по КТН для диаметров от 0,4 до 0,65 мм, чисел Вебера от 0,05 до 2, при давлении 0,1 МПа.

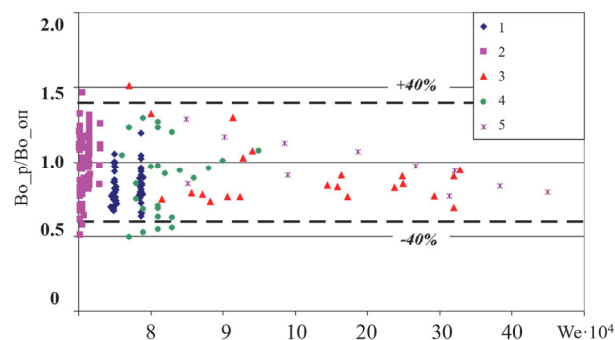


Рис. 1. Зависимость отношения чисел Бонда расчетного к измеренному от числа Вебера для макроканалов. 1- Kinoshita [8], 2- А.А. Оводков [9], 3- Gambill [10], 4-Araki [11], 5- Feinstein [12]

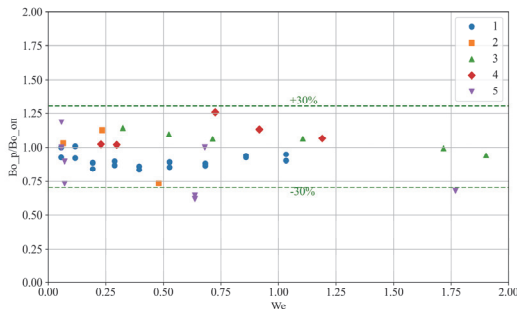


Рис. 2. Зависимость отношения чисел Бонда расчетного к измеренному от числа Вебера для мини- и микроканалов. 1-Bergles [3], 2- М.В. Шустов [13], 3-В.В.Кузнецов [14], 4-настоящая работа, 5-Kosar [15]

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведен расчет КТН по уравнению (1) при кипении недогретой воды в макро-, мини- и микроканалах. Для макроканалов в диапазон отклонений $\pm 30\%$ попадает 85% из 567 точек и для микро- и миниканалов 95% из 66 точек. Таким образом, в случае макроканалов уравнение (1) описывает данные по КТН для диаметров от 1,6 до 20 мм, давлений от 0,1 до 20,1 МПа. Для мини- и микроканалов уравнение (1) описывает данные по КТН для диаметров от 0,4 до 0,65 мм, при давлении 0,1 МПа.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. 5-е изд., доп. Москва. Атомиздат, 1979. - 415 с.: ил.; 27 см.
2. Петухов Б.С., Генин Л.Г., Ковалев С.А., Соловьев С.Л. Теплообмен в ядерных энергетических установках. Учеб. пособие для студентов вузов, обучающихся по спец. "Теплофизика" и "Атомные электр. станции и установки" направления "Техн. физика". 3. изд., перераб. и доп. – М.: Изд-во МЭИ, 2003 (ОАО Тип. Новости). - 548 с.: ил., табл.; 22 см.;
3. Bergles A.E., Kandlikar S.G. On the nature of critical heat flux in microchannels // Journal of heat transfer. 2005. Vol. 127. P. 101–107.
4. Круг А.Ф. Исследование кризиса теплообмена в трубе с закрученной лентой // Дисс. На соиск. уч. степени канд. техн. наук. М.: МЭИ, 2013
5. Комендантов А.С., Круга А.Ф., Кузма-Кичта Ю.А., Стенина Н.А. Обобщение данных по критической тепловой нагрузке при кипении недогретой воды в трубе с закрученной лентой // ТПТ. 2020. Т.12. №1. С. 9-17
6. Комендантов А.С., Кузма-Кичта Ю.А., Круг А.Ф., Киселев А.С. Обобщение данных по критическим тепловым нагрузкам в прямолинейном и закрученном потоках при кипении недогретой воды // Теплообмен и гидродинамика в закрученных потоках: 9-я Международ. конф., 2023. Нижний Новгород.

7. Кузма-Кичта Ю.А., Комендантов А.С., Круг А.Ф., Васильева Л.Т., А.С. Киселев Исследование кризиса теплообмена в макро- и микроканале с пористым покрытием // Проблемы термоядерной энергетики и плазменные технологии : 3-я Международ. конф., 2023
8. Kinoshita H., Nariai H., Inasaka F., Yoshida T. Study on the Mechanism of Critical Heat Flux Enhancement for the Subcooled Flow Boiling in Tube with Internal Twisted Tape under Non-Uniform Heat Condition // Jap. Soc. Mec. Eng. B.. - 1996. - 62 : Vol. 596. - pp. 1459-1466
9. Оводков А.А. Экспериментальное исследование влияния закрутки потока на кризис теплообмена при неоднородном нагреве и разработка расчетных рекомендаций // Дисс. на соиск. уч. степени канд. техн. наук. М.:МЭИ,1990
10. Gambill W.R., Bundy R.D., Wansbrough R.W. Heat transfer, burnout and pressure drop for water in swirl flow through the tubes with internal twisted tapes // Chemical engineering progress symposium series. - 1961. - 32 : Vol. 57. - pp. 127- 137
11. Araki M., Sato K., Suzuki S. and Akiba M. Critical-heat-flux experiment on the screw tube under one-sided-heating conditions. // Fusion Technology. - 1996. - 29. - pp. 519-528
12. Feinstein L., Lundberg R. E. Fluid Friction and Boiling Heat Transfer in Water in Tubes Containing Internally Twisted Tapes // Stanford Research Inst.. - June 1963. - RADC-TDR-63-451. - DDC No.AD-430889
13. Шустов М.В. Исследование кипения в микроканале с покрытием из наночастиц. Автореферат дис. ... канд. тех. наук: 01.04.14 / Шустов Михаил Владимирович; [Место защиты: Нац. исслед. ун-т МЭИ]. - Москва, 2015. - 20 с.
14. Kuznetsov V.V., Shamirzaev A. S. The Influence of the Mass Flow Rate on the Critical Heat Flux during Subcooled Deionized Water Boiling in a Microchannel Cooling System. // Technical Physics Letters, 2018, Vol. 44, No. 10, P. 938–941.
15. Koşar A., Kuo C.J. and Peles Y. Suppression of Boiling Flow Oscillations in Parallel Microchannels by Inlet Restrictors. Journal of Heat Transfer, 128(3). 2006. Pp. 251. doi:10.1115/1.2150837
16. Кузма-Кичта Ю.А., Комендантов А.С., Круг А.Ф., Киселев А.С. Исследование кризиса теплообмена в микро- и макроканалах без пористого покрытия и с пористым покрытием // XVII Минский международный форум по теплообмену, 2024

МЕЖФАЗНЫЙ ТЕПЛОМАССОБМЕН ПРИ ДЛИТЕЛЬНОМ ХРАНЕНИИ КРИООЖИДКОСТИ В БАКЕ

ВВЕДЕНИЕ

При длительном хранении криожидкости в системах криообеспечения высокотемпературной сверхпроводимости (ВТСП) устройств необходимо прогнозирование давления и температуры в баке хранения, особенно, при длительном бездренажном хранении. основополагающим процессом в этом случае является межфазный тепломассообмен. Анализ межфазного тепломассообмена существенно осложняется тем, что в баке, как правило, имеет место температурное расслоение, т.е. неоднородность распределения температуры по объему бака [1,2,3,4,5].

1. МОДЕЛЬ

В докладе предложена равновесная термодинамическая модель теплофизических внутрибаковых процессов, основанная на предположении об отсутствии температурного расслоения. Это допущение предполагает однородность температурного поля, и рассматриваемая модель необходима по следующим причинам.

1. Могут быть ситуации, когда температурное расслоение в баке мало вследствие естественного или принудительного перемешивания. Естественное перемешивание может иметь место, например, из-за интенсивного кипения криожидкости при заправке, или при наддуве бака путем барботажа [6,7,8]. Рассматриваются также перспективные схемы бездренажного хранения криожидкости, когда топливо принудительно перемешивается с помощью специальных устройств для замедления скорости роста давления в баке.

2. Существующие методы расчета темпера-

турного расслоения [9] предполагают, что конфигурация жидкой фазы и подушки в баке задана. Результаты расчета по данным методикам дают удовлетворительное сопоставление с экспериментальными данными. Однако в космическом полете, когда на борту аппарата имеют место условия невесомости, эта конфигурация может быть неизвестна. В таком случае, предложенная модель, не требующая знания конфигурации расположения фаз, является единственной базой для расчета.

3. Предложенная термодинамическая модель важна с методической точки зрения, как фундамент для построения сложных моделей процессов в криогенных баках на различных этапах их эксплуатации.

Приведенную модель будем рассматривать для режима бездренажного хранения. Будем считать, что заданными являются объем бака V_0 и интегральный тепловой поток $Q(t)$. В начальный момент времени $t = t_0$ заданы следующие параметры $p, T, \rho_V, m_V, V_V, m_L, V_L$. По предлагаемой модели были проведены расчеты по изменению давления в модельном баке с использованием жидкого азота [10]. Объем модельного бака с жидким азотом составляет 7л. Результаты расчета представлены на рисунке 1.

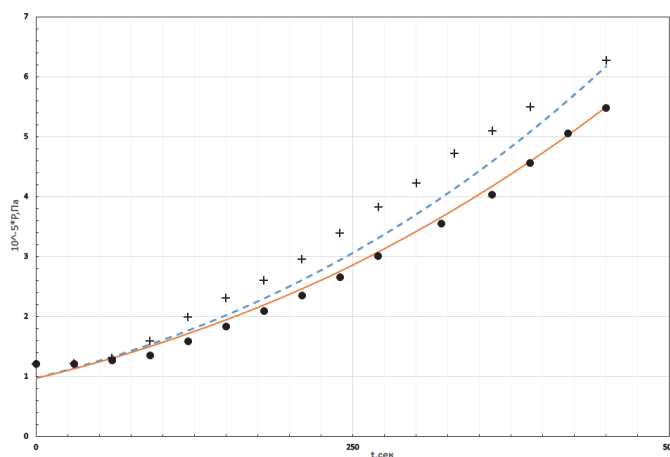


Рис. 1. Изменение давления в металлокомпозитном баке объемом 7л при бездренажном хранении при различных условиях эксперимента. Испытание №4 :- - расчет, + + + эксперимент (степень заполнения бака φ=60%); испытание №5: сплошная кривая - расчет, ••• эксперимент (степень заполнения бака φ=72 %)

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложена физико-математическая модель для описания теплофизических процессов, протекающих на различных режимах эксплуатации в криогенных топливных баках. В модели учитываются следующие факторы: подвод тепла к баку, теплоемкость стенки бака и внутрибаковых устройств, ввод и отвод жидкого компонента из бака, наличие в подушке бака постороннего нерастворимого газа, наддув бака парами компонента и посторонним газом, дренаж бака. Модель основана на предположении об однородности температуры и давления по объему бака и предположении о термодинамическом равновесии между жидкой фазой компонента топлива и его парами. Для модельного бака объемом 7 л приведено удовлетворительное сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными по изменению роста давления при бездренажном хранении криогенного топлива.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.

1. Belyaev A.Yu., Ivanov A.V., Egorov S.D. et al. Pathways to solve the problem of cryogenic rocket propellant long storage in space // Proc. Int. Aerospace Congress. Moscow, Russia. August 15–19. 1994. V. 1. P. 558–562.
2. Амирханян Н.В., Черкасов С.Г. Теоретический анализ и методика расчета теплофизических процессов, протекающих в криогенной емкости в режиме бездренажного хранения // Теплофизика высоких температур. 2001. Т. 39. № 4. С. 970–976.
3. Черкасов С.Г., Миронов В.В., Миронова Н.А., Моисеева Л.А. Метод расчета скорости роста давления при бездренажном хранении жидкого водорода в емкостях. // Известия Академии Наук. Серия «Энергетика». 2012. №4. С. 151 – 159.
4. Черкасов С.Г. Модифицированный численный метод для расчета тепловой конвекции в вертикальном цилиндрическом сосуде. Численные методы механики сплошной среды, 1984, т.15, №5, с. 144-153.
5. Черкасов С.Г. Естественная конвекция и температурная стратификация в криогенном топливном баке в условиях микрогравитации. Известия РАН. Механика жидкости и газа. 1994. №5. С. 142-149.
6. Гордеев В.А., Партола И.С., Фирсов В.П., Иванов В.П.. Оптимизация процесса отработки ПГСР ракет и разгонных блоков. Научно-технические разработки КБ "Салют", 2007–2009 г
7. Гордеев В.А., Фирсов В.П.. Комплект математических моделей ПГСР криогенного разгонного блока // Научно-технические разработки ОКБ -23 КБ "Салют". М: Воздушный транспорт 2006 г. С.320–333.
8. В.А. Гордеев, В.А. Жуков, В.К. Завадский, В.П. Иванов, Мозжорина М.Ю. Система наддува баков перспективных ракет и разгонных блоков (принципы построения, унифицированные алгоритмы управления) // Научно-технические разработки ОКБ -23 КБ "Салют". М: Воздушный транспорт 2006 г. С.383–395
9. Черкасов С.Г. Ламинарный свободно-конвективный пограничный слой в сжимаемом газе. Доклады РАН. 1995. Т. 343. № 5. С. 625-626.
10. Варгафтик Н.Б., Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. М.: Наука, 1972. 720 с.

МОДЕЛЬ ПЛЕНОЧНОГО КИПЕНИЯ ВЫСОКОЙ ИНТЕНСИВНОСТИ ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ СТРУЕЙ НЕДОГРЕТОЙ ЖИДКОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

В работе рассматриваются механизмы теплообмена при охлаждении высокотемпературной поверхности с помощью недогретой до состояния насыщения жидкости. При наличии недогрева, может наблюдаться, отличный от обычного пленочного кипения режим, который характеризуется большими значениями плотности теплового потока, при тех же температурных напорах. Отметим, что режим экспериментально наблюдается как при охлаждении плоской поверхности с помощью струи недогретой жидкости [1], так и при погружении в жидкость металлических шаров [2].

В экспериментах струя недогретой жидкости обычно подается на охлаждаемую поверхность сверху вниз под прямым углом. Когда температура поверхности снижается в зоне торможения струи формируется наблюдаемая визуально темная зона с гладкой и блестящей поверхностью без внешних признаков кипения интерпретируемая в литературе как смоченная область поверхности. Измеренная температура поверхности при этом может превышать термодинамический предел перегрева и не должна допускать контакт жидкости с поверхностью нагревателя.

Согласно экспериментам [3] по нестационарному охлаждению плоской поверхности круглой струей со скоростью 1 м/с и недогревом 80°C при температуре поверхности 574°C в точке торможения зафиксирована плотность теплового потока 5 МВт/м². В работе [1] в стационарных условиях с помощью плоской струи со скоростью 0,8 м/с и недогревом 16°C в точке торможения при температурных напорах $\Delta T = 150 \div 340^\circ\text{C}$ регистрировались плотности потоков $q = 2,8 \div 4,1 \text{ МВт/м}^2$. Такие значения, по всей видимости, не могут быть отведены при обычном пленочном кипении. Что подтверждается проведенными в работе [4] оценками по модели [5].

Существующие модели пленочного кипения с недогревом предназначенные для описания режимов с высокими плотностями теплового потока [6-7] обычно предполагают наличие контакта жидкости с поверхностью нагревателя. В настоящей работе предлагается альтернативный вариант физических процессов.

1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

1.1. Качественное описание моделируемых процессов

Предлагаемая модель кипения высокой интенсивности основывается на рассмотрении стацио-

нарной паровой пленки, окружающей распределенные по поверхности нагревателя микронеровности. По мере охлаждения нагревателя наступает момент, когда толщина паровой пленки становится близка к характерным масштабам неровностей, располагающихся на ней. В это время реализуется квазистационарное состояние системы, в котором тонкая паровая пленка частично охватывает неровности поверхности. Основное испарение происходит в области искривленной паровой пленки откуда пар эвакуируется за счет избыточного давления, обеспечиваемого лапласовским скачком давления, в область плоской пленки, где реализуется динамическое равновесие между испарением и конденсацией.

Одним из ключевых факторов, обеспечивающих возможность такой картины течения является возможность отведения необходимого количества тепла в окружающую жидкость. В предлагаемой модели на межфазной поверхности задается средняя плотность теплового потока, отводимого в жидкость. Она может быть обеспечена за счет высоких скоростей пара, обтекающего неровность который увлекает за собой жидкость в прилегающих слоях за счет трения на межфазной границе.

В пользу возможности существования на поверхности ультратонких паровых пленок свидетельствуют также и экспериментальные данные. Например, в работе [8] при недогреве 20°C, скорости струи 0,4 м/с и температурном напоре $\Delta T \approx 280^\circ\text{C}$ для плоской струи измеренная оптическим зондом толщина пленки составила $8 \pm 2 \text{ мкм}$.

1.2. Формулировка основных соотношений модели и результаты расчетов

Рассматривается участок поверхности нагревателя, располагающийся вблизи точки торможения струи, покрытый модельными неровностями. Геометрическая конфигурация рассматриваемой неровности описывается функцией Гаусса:

$$g(r) = a \exp\left(-\frac{r_n^2}{2c}\right), \quad \#(1)$$

где a – высота неровности, c – ширина неровности, r_n – расстояние от центра неровности. Используя подход, хорошо зарекомендовавший себя при рассмотрении прослойки пара под каплей в режиме Лейденфроста [9] рассмотрим стационарную паровую пленку вокруг неровности. Запишем основное уравнение гидростатики для осесимметричной задачи в криволинейной системе координат:

$$\frac{dz_n}{ds} = \sin(\theta), \quad \#(2)$$

$$\frac{dr_n}{ds} = \cos(\theta), \quad \#(3)$$

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{P_{atm} - p}{\sigma} - \frac{\sin(\theta)}{r_n}, \quad \#(4)$$

где x_n, r_n – координаты межфазной границы, p – давление в данном сечении, P_{atm} – давление жидкости, которое считается равным атмосферному, σ – коэффициент поверхностного натяжения, θ – угол между горизонталью и касательной в точке межфазной поверхности, s – расстояние отсчитываемое вдоль межфазной границы от центра неровности. Получим теперь уравнение баланса массы для паровой пленки. Для этого приравняем расход, получаемый за счет испарения/конденсации с поверхности пленки и расход, определяемый по средней скорости течения в плёнке при профиле скоростей, определенном для ламинарного ползущего течения. Отсчитывая толщину паровой пленки по вертикали $\delta = x_n - g(r_n)$ определим массовый расход пара как

$$G = \rho'' \bar{u} F_{pmax} = - \frac{\rho''(p)}{12\mu''} \frac{dp}{dr_n} \delta^3 2\pi r_n, \quad \#(5)$$

μ'' – динамическая вязкость пара. С другой стороны, для стационарной паровой пленки должны выполняться универсальные условия совместности для плотности теплового потока. Это позволяет определить расход пара в данном сечении s пленки как

$$G = \frac{2\pi}{h_{ig}^*} \int_0^s q_{ev} r_n ds, \quad \#(6)$$

где h_{ig}^* – эффективная теплота парообразования, $q_{ev} = q'' - q'$ – плотность теплового потока, идущего на испарение, $q'' = \lambda \Delta T / \delta$ – плотность потока через паровую пленку, q' – плотность теплового потока, отводимая в жидкость, $\Delta T = T_w - T_s$ – температурный напор, T_w – температура стенки, T_s – температура насыщения. Приравняв выражения (5), (6), дифференцируя обе части выражения и считая, что плотность насыщенного пара описывается уравнением состояния идеального газа можно получить:

$$\frac{dk}{ds} = - \frac{12\mu'' q_{ev}}{\rho'' h_{ig}^* \delta^3} - k \left(\frac{3}{\delta} \frac{d\delta}{ds} + \frac{dr_n}{ds} \left(\frac{1}{r} + \frac{k}{p} \right) \right), \quad \#(7)$$

где $k = dp/dr_n$ – градиент давления в радиальном направлении. Система (2), (3), (4), (7) была численно проинтегрирована при следующих граничных условиях

$r_n(0) = \theta(0) = k(0) = \theta(s^*) = k(s^*) = 0$, характерной высоте неровности $a = 10$ мкм ширине неровности $c = 5$ мкм и расстоянии между неровностями $2s^* = 80$ мкм и различных плотностях потока q' .

В результате расчетов были получены зависимости плотностей теплового потока, отводимого от стенки представленные на рис.1. Можно видеть, что при плотностях теплового потока $q' = 6,4 \div 8$ МВт/м² экспериментальные данные [1] могут быть описаны с помощью предложенной модели.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложена модель пленочного кипения высокой интенсивности, позволяющая при заданных параметрах шероховатости поверхности оценить плотности теплового потока в жидкость необходимые для реализации исследуемого режима кипения.

На следующих этапах исследования необходимо произвести оценку возможности отведения полученных плотностей теплового потока в жидкость за счет вихрей, возникающих под действием трения на межфазной границе. Полученные предварительные результаты свидетельствуют о том, что в возникающих в жидкости над неровностями микровихрях скорость достигает 5-8 м/с, что вполне достаточно для решения данной проблемы.

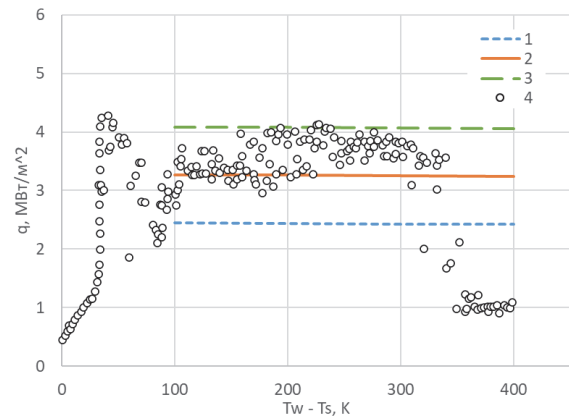


Рис. 1. Зависимость плотности теплового потока с поверхности нагревателя от температурного напора ΔT : 1-3 расчет по предложенной модели при $q' = 4,8; 6,4; 8$ МВт/м²; 4 – данные [1] при $\Delta T_{max} = 16^\circ\text{C}$ в точке торможения струи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Robidou, H., Auracher, H., Gardin, P., Lebouche, M., and Bogdanić, L. Local heat transfer from a hot plate to a water jet // Heat and mass Transfer, 2003. Vol.39. №10, P. 861-867.
2. Sher I., Harari, R., Reshef, R., and Sher, E. Film boiling collapse in solid spheres immersed in a sub-cooled liquid // Applied Thermal Engineering, 2012. Vol.36. P. 219-226.
3. Leocadio H., Van Der Geld C.W.M., Passos J.C. Rewetting and boiling in jet impingement on high temperature steel surface // Physics of Fluids, 2018. Vol. 30. №12. P. 122102.
4. Дулянкин Р.А., Глазков В.В. Взаимодействие жидкости с высокотемпературной поверхностью при струйном охлаждении // Тепловые процессы в технике. 2024. Т. 16. № 3. С. 103-115.
5. Liu Z.H., Wang J. Study on film boiling heat transfer for water jet impinging on high temperature flat plate // International Journal of Heat and Mass Transfer, 2001. Vol. 44, №13. P. 2475-2481.
6. Yagov V. V., Minko K. B., Zabirov A. R. Two distinctly different modes of cooling high-temperature bodies in subcooled liquids // International Journal of Heat and Mass Transfer. 2021. Vol. 167. P. 120838.
7. Seiler-Marie N., Seiler J. M., Simonin O. Transition boiling at jet impingement // International journal of heat and mass transfer. 2004. Vol. 47. №23. P. 5059-5070.
8. Bogdanic L., Auracher H., Ziegler F. Two-phase structure above hot surfaces in jet impingement boiling // Heat and mass transfer. 2009. Vol. 45. P. 1019-1028.
9. Sobac B., Rednikov A., Dorbolo S., Colinet P. Leidenfrost effect: Accurate drop shape modeling and refined scaling laws // Physical Review E. 2014. Vol. 90. №5. P. 053011.

ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛООБМЕНА И ПАРООБРАЗОВАНИЯ НА ПОВЕРХНОСТИ С ВЫСТУПАМИ ПРИ ИМПУЛЬСНОМ НАГРЕВЕ

ВВЕДЕНИЕ

Интенсификация теплообмена при пузырьковом кипении, достигаемая путем нанесения микрорельефа на поверхность нагревателя, является одним из актуальных направлений современных исследований в теплоэнергетике. Гарэ и др. [1] экспериментально исследовали влияние борозд на поверхности нагревателя на теплоотдачу при кипении воды, нагретой до температуры насыщения. Ванг и др. [2] достигли трехкратного улучшения теплоотдачи при кипении за счёт использования двуслойной дендритообразной микро-нано структуры. Целью данной работы является оценка влияния модификации поверхности нагревателя на теплообмен и характеристики пузырькового кипения при помощи физического и численного эксперимента.

1. МЕТОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ

Экспериментальное исследование теплообмена в конвективном, пузырьковом, переходном и пленочном режимах производилось в ЦКП «Высокотемпературный контур» на проточном канале [3]. Сравнивались характеристики кипения на двух стальных нагревателях в форме полый трубки с внешним диаметром 12 мм, с толщиной стенки 1 мм и длиной около 120 мм. Первый нагреватель обладал технически гладкой поверхностью (шероховатость до 5 мкм), второй был обработан при помощи системы МиниМаркер-2 (ООО «Лазерный Центр») с волоконным наносекундным лазером

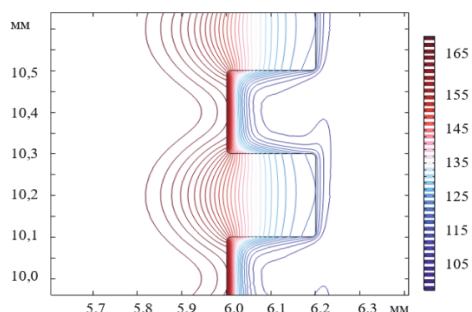


Рис. 1. Распределение температур на поверхности нагревателя с выступами непосредственно перед образованием первого пузырька. Нагреватель слева, жидкость справа. Цветовая легенда показывает температуры в градусах Цельсия.

(IPG-Photonics) длиной волны 1064 нм. На его поверхности были сформированы цилиндрические выступы диаметром и высотой 0,2 мм, расположенные в узлах прямоугольной сетки с шагом 0,4 мм.

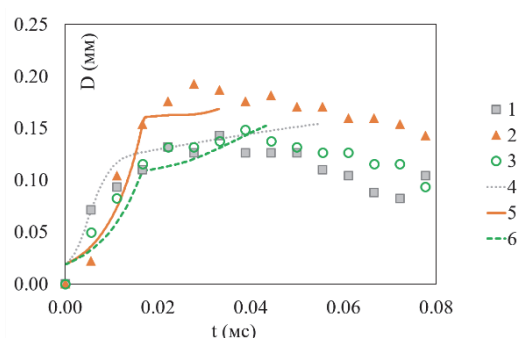


Рис. 2. Динамика парового пузырька. 1-3 экспериментальные данные, 4-6 результаты расчёта; 1,4 на плоской поверхности, 2,5 у основания выступа, 3,6 – в центре между выступами.

При исследовании теплообмена на нагреватель подавались импульсы электрического тока длительностью 5-15 мс. Нагреватель находился внутри канала и охлаждался недогретой на 23 К до температуры кипения водой при абсолютном давлении 0,29 МПа со средней скоростью потока равной 0,52 м/с. Запись пузырькового кипения на поверхности нагревателя производилась при помощи видеокамеры Phantom v2012 с частотой 180000 к/с с пространственным разрешением 5,5 мкм на пиксель. Средние температуры нагревателя регистрировались при помощи термопар.

Для расчета поля температур во всем канале и нагревателе от начала нагрева до появления первого пузырька (см. рис. 1) использовалась ранее созданная численная модель в режиме конвективного теплообмена при нестационарном тепловыделении [3]. Дополнительно была создана численная модель роста пузырька на основе разделения фаз при помощи функции уровня. Динамика парового пузыря описывалась двухстадийной моделью. На первой гидродинамической стадии, коэффициент притока массы был подобран для соответствия экспериментальным данным о росте пузырька. На второй тепловой стадии локальный приток массы на каждой участке межфазной границы вычислялся в соответствии с моделью Ли [4]. Одновременно решались уравнение переноса тепла и массы в ламинарном

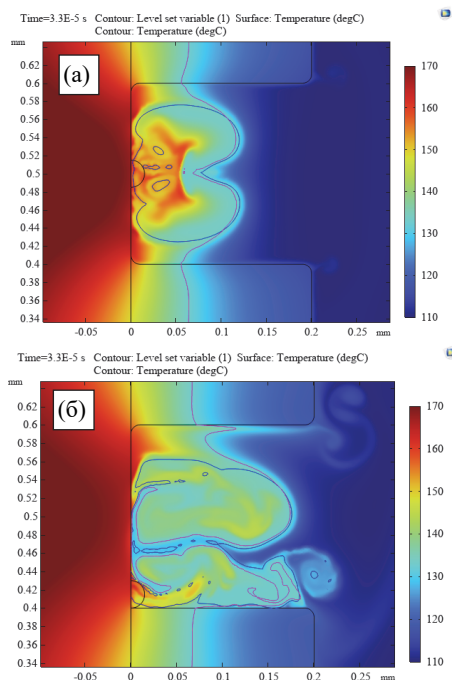


Рис. 3. Распределение температур в начале фазы конденсации пузырька выросшего (а) в центре между выступами, (б) у основания выступа. Голубой контур – граница между паром и жидкостью, розовый контур – изотерма температуры насыщения.

приближении. На обоих стадиях учитывалось связанное с интенсивностью и направлением фазового перехода выделение/поглощение тепла на границе пар/жидкость.

На рис. 2 показаны графики динамики размера пузырьков по данным видеосъемки, и определенные по результатам численных расчетов. Видно, что в центре между выступами максимальный размер и динамика роста пузырька примерно соответствуют таковым на гладкой поверхности, в то время как у подножия выступа пузырек достигает большего размера. Согласно результатам численного расчёта, пузырёк, начавший рост у основания выступа (рис 3б), находится в области более высоких температур чем пузырёк, начавший рост в середине пространства между выступами (рис. 3а).

Результаты экспериментального и численного исследования зависимости средней скорости роста температуры нагревателя от выделяемой на единицу внешней поверхности нагревателя мощности показаны на рис. 4. По данным видеосъемки, на поверхности с выступами пузырьки не образуются на вершинах выступов, что можно объяснить низкой локальной температурой (см. рис. 1, 3). Скорость роста температуры, определенная по показаниям термопар в конце тепловыделения, существенно выше расчётной, что связано с ухудшением теплообмена на более позднем этапе пленочного кипения, достигаемого в эксперименте. Видно, что для гладкого нагревателя как расчётные, так и экспериментальные скорости роста температуры имеют более высокие значения, что указывает на улучшение теплообмена при модификации поверхности.

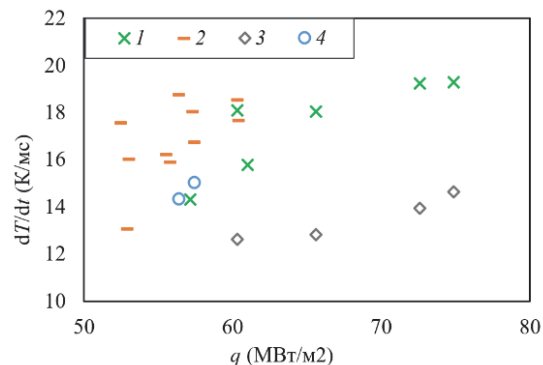


Рис. 4. Скорость роста температуры нагревателя в зависимости от удельной мощности тепловыделения. 1,2 – по данным термопар; 3,4 – результаты численного расчёта; 1,3 для поверхности с выступами, 2,4 – для плоской поверхности.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведено экспериментальное и численное исследование теплового состояния нагревателя с микрорельефом и динамики кипения на его поверхности при нестационарном вскипании потока недогретой до температуры насыщения воды. Показано, что средняя скорость роста температуры нагревателя на всех этапах развития кипения выше для гладкого нагревателя. Данные скоростной видеосъемки и численного моделирования показывают, что переход к кризису для поверхности с выступами может происходить позднее из-за того, что вершины выступов погружены в холодные слои жидкости и являются естественными замедлителями перехода к пленочному кипению.

Работа выполнена при поддержке РФФ проект №22-19-00092. <https://rscf.ru/project/22-19-00092/>

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Gharraei R.** et al. An experimental study on the enhancement of nucleate boiling heat transfer using modified surfaces // *Heat Mass Transf. und Stoffuebertragung*. Springer Berlin Heidelberg, 2022. Vol. 58, № 11. P. 1925–1936.
2. **Wang Y.Q.** et al. PTFE-modified porous surface: Eliminating boiling hysteresis // *Int. Commun. Heat Mass Transf.* Elsevier, 2020. Vol. 111. P. 104441.
3. **Levin A.A., Khan P.V.** Characteristics of nucleate boiling under conditions of pulsed heat release at the heater surface // *Appl. Therm. Eng.* 2019. T. 149. C. 1215–1222.
4. **Kharangate C.R., Mudawar I.** Review of computational studies on boiling and condensation // *Int. J. Heat Mass Transf.* Elsevier Ltd, 2017. Vol. 108, № September. P. 1164–1196.

РАСЧЕТ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК СВЯЗАННЫХ МЕЖДУ СОБОЙ РЕАКТОРОВ С ЦИРКУЛИРУЮЩИМ КИПЯЩИМ СЛОЕМ СИСТЕМЫ ПОЛУЧЕНИЯ ВОДОРОДА В ХИМИЧЕСКИХ ЦИКЛАХ

ВВЕДЕНИЕ

Технология сжигания и газификации в химических циклах со связанными между собой реакторами с кипящим (КС) и циркулирующим кипящим слоем (ЦКС) интенсивно развивается в связи с декарбонизацией энергетики и получением полезных продуктов из органических топлив. Такая технология используется для получения тепла, электроэнергии и полезных продуктов (полигенерирующая система) и для улавливания CO_2 в химических циклах — CLC). Эта технология пока еще находится на стадии фундаментальных и прикладных исследований на лабораторных и пилотных установках с диапазоном мощности до 3 МВт. Ряд последних исследований убедительно доказывает, что она может обеспечить относительно низкие затраты на улавливание CO_2 (на уровне 30 евро за тонну) [1]. Производство водорода с использованием технологии CLC вызывает все больший интерес в последние годы, потому что производительность процесса получения водорода велика и происходит улавливание диоксида углерода. В таких системах используются 3 связанных между собой реактора [2].

1. ТЕХНОЛОГИЯ CLC. ЗАДАЧИ ГИДРОДИНАМИКИ ТЕПЛООБМЕНА

Суть этой технологии сводится к такой организации процесса горения, когда переносчиком кислорода к топливу является не воздух, а оксид металла. Последний при взаимодействии с топливом в топливном реакторе восстанавливается до металла (или более низкого оксида) с образованием CO_2 и водяного пара. После этого металл окисляется в воздушном реакторе и получившийся оксид вновь направляется в цикл. Выходящие из топливного реактора газы после конденсации водяного пара представляют собой практически чистый CO_2 , который может быть направлен на захоронение или утилизацию.

В CLC особенно важными становятся вопросы гидродинамики реакторов и улавливания частиц для обеспечения максимальной их циркуляции между реакторами. Это требование связано с необходимостью выравнивания температур в реакторах, так как, в одном из них происходит эндотермическая реакция, а в другом — экзотермическая. Химические циклы отличаются от одиночных аппаратов с КС и ЦКС наличием сложной системы перетоков между реакторами со своими пневматическими затворами. В ряде случаев, например в системах

получения водорода, процесс идет под высоким давлением 2–3 МПа. Еще одно отличие заключается в использовании оксидов металлов — носителей кислорода, которые имеют другие физические характеристики по сравнению с традиционным материалом слоя — песком.

Циркуляция носителя кислорода должна быть достаточной для передачи необходимого тепла и кислорода в топливном реакторе. Передача достаточного количества тепла основана на предположении, что разница температур между воздушным (AR) и топливным (FR) реакторами должна быть менее 50 °С. Для ильменита и угля это дает необходимую циркуляцию переносчика кислорода 5,3 кг/с на тепловой, МВт_т, т.е. 1,06 т/с на 200 МВт_т [3] Как показано в [4], необходимая циркуляция для биомассы составляет 8 кг/МВт_т или 1,6 т/с для 200 МВт. Таким образом, фактически минимальная циркуляция задается тепловым балансом.

Собственно гидродинамика каждого из реакторов вполне может быть рассчитана. Например, методика расчета гидродинамики аппаратов с ЦКС, разработанная в ВТИ [5], использует критериальные зависимости (комбинации критериев Архимеда, Рейнольдса, Фруда), что дает возможность их применения и для различных газовых сред.

2. ВНУТРЕННЯЯ И ВНЕШНЯЯ ЦИРКУЛЯЦИЯ ЧАСТИЦ

В аппаратах с ЦКС имеется внутренняя и внешняя циркуляция частиц. Внешняя циркуляция — это поток частиц, поступающих в циклон и улавливаемых в нем с КПД порядка 99,5 %. Внутренняя циркуляция — это поток частиц, которые не поступают в циклон, она равна подъемного расхода частиц в зоне входа в циклон за вычетом расхода частиц, поступающих в циклон. Рассчитать ее можно, используя понятие КПД улавливания частиц в верхней части топки. На рис. 1 показаны данные ВТИ, полученные на различных установках. КПД во многом зависит от геометрических условий входа, узкий входной канал или загромождение канала швеллеровыми сепараторами существенно увеличивает КПД улавливания. В [4] показано, что для крупных окислительных реакторов CLC внешняя циркуляция не может обеспечить достаточный расход частиц для поддержания разницы температур в реакторах менее 50 °С. Поэтому предлагается собирать частицы внешней циркуляции у стен с помощью лотков и направлять их в топливный реактор. Выполненные нами расчеты для относительно не-

больших установок (мощность по топливу менее 100 МВт), работающих под давлением, показали, что достаточно использование только внешней циркуляции.

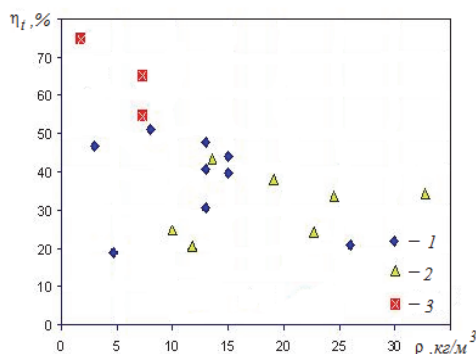


Рис. 1. КПД потолка топки в зависимости от концентрации частиц в верхней части топки: 1 – свободный вход в патрубок циклона, 2 – вход в швellerкерковый сепаратор, 3 – узкий входной канал на модели 0,7×0,7 м

3. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ СХЕМ С ПОЛУЧЕНИЕМ ВОДОРОДА В CLC

В [6] предложена новая схема получения водорода с использованием системы с аллотермической паровой газификацией биомассы вместо газогенератора с парокислородным дутьём. Эта схема позволяет снизить энергетические затраты на отделение CO₂. Система состоит из 5 связанных между собой реакторов. Первые 2 реактора представляют собой паровой газификатор и реактор с ЦКС для дожигания кокса. Генераторный газ поступает в систему из 3 реакторов с оксидами железа (топливный, паровой и окислительный).

В [6] были определены необходимые расходы циркуляции для поддержания заданных температур в реакторах. Для системы газогенератор — реактор с ЦКС требуемый для поддержания температуры в газификаторе 800 °С и в реакторе с ЦКС 950 °С расход составляет около 100 кг/с, что заметно меньше, чем указанный ранее для разницы температур 50 °С. При заданных по тепловым эффектам реакций температурах в топливном (FR — 699 °С) паровом (SR — 823 °С) и окислительном (AR — 967 °С) реакторах, требуемый расход составил около 40 кг/с. Расчеты по методикам [5] показали, что при высоком давлении и малой высоте реакторов эти условия обеспечиваются. Некоторые результаты расчетов приведены в табл. 1. Первоначально предполагалось, что выход из реакторов будет происходить через патрубки, расположенные на боковых стенах. В этих условиях КПД улавливания порядка 60 %, как это и дано в табл. 1. При эскизных проработках выход из реакторов решено выполнять из верхней крышки. Это приведет к снижению КПД до 40 % (рис. 1), что обеспечит еще больший запас в расходе циркулирующего материала. Для регулирования этого расхода предусмотрена установка пневмозатворов с двумя линиями возврата — одной в соседний реактор, а другой — в свой.

Таблица 1. Результаты расчетов реакторов CLC

Наименование величины	Размерность	Значение		
		FR	SR	AR
Расход пара	кг/с	–	5,86	–
Выход водорода	кг/с	–	0,52	–
Расход газов	кг/с	8,35	–	–
Расход воздуха	кг/с	–	–	2,4
Диаметр реактора низ/верх	м	1,28/	0,91/	0,66/
		1,28	0,66	0,66
Высота реактора	м	8,0	6,0	6,0
Подъемный поток материала	кг/с	105,2	101,6	100,5
Поток внешней циркуляции	кг/с	42,1	40,6	40,1

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Дано краткое описание систем CLC со связанными между собой реакторами с КС и ЦКС. Показаны их преимущества, включая получение водорода с минимальным углеродным следом.

В химических циклах особенно важными становятся вопросы гидродинамики реакторов и улавливания частиц для обеспечения максимальной их циркуляции между реакторами. Приведены данные о внутренней и внешней циркуляции частиц.

Выполнены расчетные оценки показателей реакторов и определены их габариты. Результаты свидетельствуют о достижении заданных расходов циркуляции. Расход может быть выше за счет снижения КПД улавливания в верхней части реакторов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **New IEAGHG Technical Report:** 2019-09. Further Assessment of Emerging CO₂ Capture Technologies for the Power Sector and their Potential to Reduce Costs' January 2, 2020.
2. **Luo M., Yia Y., Wang S. et al.** Review of hydrogen production using chemical-looping technology // *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. January 2018. V. 81. Part 2. P. 3186–3214.
3. **Lyngfelt, A., Leckner, B.** A 1000 MWth Boiler for Chemical-Looping Combustion of Solid Fuels Discussion of Design and Costs. *Appl. Energy* 2015. 157. P. 475–487.
4. **Lyngfelt A., Pallarès D., Linderholm C. et al.** Achieving Adequate Circulation in Chemical Looping Combustion Design Proposal for a 200 MWth Chemical Looping Combustion Circulating Fluidized Bed Boiler.: *Energy Fuels* 2022, 36, 9588–9615.
5. **Рябов Г.А., Фоломеев О.М., Санкин Д.А., Мельников Д.А.** Результаты расчетных и экспериментальных исследований гидродинамики циркуляционных контуров в аппаратах с циркулирующим кипящим слоем и системах со связанными реакторами // *Теплоэнергетика*. 2015. № 2. С. 33–40.
6. **Литун Д. С., Рябов Г.А.** Расчетное обоснование системы получения водорода из биомассы с использованием газификации в химических циклах // *Теплоэнергетика*. 2024. № 2. С. 90–106.

ПИРОМЕТРИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ РАБОЧЕЙ СРЕДЫ ПРИ ФАКЕЛЬНОМ СЖИГАНИИ ТОРФА

ВВЕДЕНИЕ

Одним из критериев оценки совершенства рабочих процессов и эффективности энергетических установок в целом является уровень температуры рабочих сред, состоящих из газовой фазы (ГФ) и частиц конденсированной фазы (КФ). Использование оптических приборов (пирометров) для точного бесконтактного определения температуры факела при сжигании пылевидных твердых топлив (торфа и угля) подразумевает корректную установку спектральной излучательной способности (ИС) исследуемой среды с учетом длины волны приемника излучения. Обоснованный выбор ИС рабочей среды при пирометрическом измерении представляет собой непростую задачу, решению которой посвящена данная работа. Предварительное исследование спектров излучения рабочих сред при сжигании твердых топлив [1] показало, что пирометрическое определение температуры ГФ оптимально в полосе излучения CO_2 , а определение температуры частиц КФ – в окнах прозрачности ГФ.

Целью настоящей работы является пирометрическое определение температуры ГФ и частиц КФ рабочей среды на основании расчетных данных по ИС при факельном сжигании торфа в топке парового котла БКЗ-210-140Ф.

1. СОСТАВ ТОПЛИВА И ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ

Рассматривалось факельное сжигание пылевидного торфа месторождения Кировской области в топке парового котла БКЗ-210-140Ф. Состав топлива: $W^p = 51,8\%$, $A^p = 6,3\%$, $C^p = 24,3\%$, $O^p = 13,3\%$, $H^p = 2,6\%$, $N^p = 1,4\%$, $S^p = 0,3\%$. По нормативной методике определен химический состав многокомпонентной ГФ продуктов сгорания (в об. %): $\text{H}_2\text{O} - 18,4$, $\text{CO}_2 - 10,5$, $\text{SO}_2 - 0,03$, $\text{N}_2 - 67,4$, $\text{O}_2 - 3,6$.

2. ЭКСПЕРИМЕНТ. ЭНЕРГИЯ ТЕПЛООВОГО ИЗЛУЧЕНИЯ И ЯРКОСТНАЯ ТЕМПЕРАТУРА

С помощью пирометра Optris CTlaser F2H, воспринимающего излучение в полосе CO_2 ($\lambda = 4,24$ мкм), и пирометра Raynger R3I 2MSC, работающего в окне прозрачности ГФ ($\lambda = 1,6$ мкм), на разных высотах H топки котла (рис. 1) проведена регистрация температуры в зависимости от установленных на пирометрах значений ИС ε_λ (рис. 2).

Рассчитаны спектральные плотности потоков энергии излучения (ППЭИ) F_λ , воспринимаемые пирометрами, а также значения яркостных температур T_λ для соответствующих высот (табл. 1).

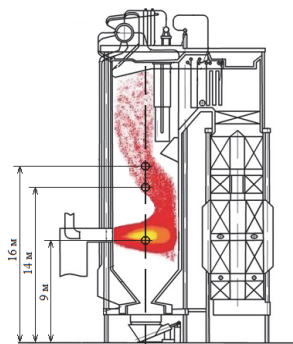


Рис. 1. Смотровые лючки на котле БКЗ-210-140Ф

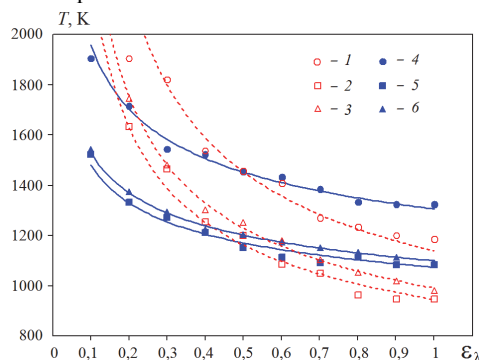


Рис. 2. Зависимости измеренной температуры от задаваемой ε_λ на пирометрах: 1, 2, 3 – Optris CTlaser F2H; 4, 5, 6 – Raynger R3I 2MSC. $H = 9$ м (1, 4), 14 м (2, 5), 16 м (3, 6)

Таблица 1. Значения средних спектральных ППЭИ и яркостных температур

$H, \text{ м}$	$\lambda = 4,24$ мкм		$\lambda = 1,6$ мкм	
	$F_\lambda, \text{ Вт}/(\text{см}^2 \cdot \text{мкм})$	$T_\lambda, \text{ К}$	$F_\lambda, \text{ Вт}/(\text{см}^2 \cdot \text{мкм})$	$T_\lambda, \text{ К}$
9	1,461	1156	3,642	1305
14	0,777	939	0,822	1074
16	0,92	994	1,002	1100

Истинная температура ГФ и частиц КФ может быть определена по формуле:

$$\frac{1}{T} = \frac{1}{T_\lambda} + \frac{\lambda}{C_2} \ln \left[\varepsilon_\lambda + (1 - \varepsilon_\lambda) \cdot \exp \left(- \frac{C_2}{\lambda T_\lambda} \right) \right]. \quad (1)$$

Однако для однозначного определения температуры ГФ или частиц КФ, помимо T_λ , необходимо знать ИС ε_λ на измеряемом участке факела.

3. РАСЧЕТ. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СПЕКТРАЛЬНОЙ ИЗЛУЧАТЕЛЬНОЙ СПОСОБНОСТИ И ТЕМПЕРАТУРЫ

3.1. Излучательная способность и температура газовой фазы

Для определения ε_λ ГФ и КФ использовалась разработанная нами программа «СПЕКТР», которая основана на решении уравнения переноса энергии

излучения методом сферических гармоник в P_3 -приближении для излучающей, поглощающей и рассеивающей среды.

В работе [2] приведены расчетные значения ε_λ топочных газов для полосы излучения CO_2 ($\lambda = 4,24$ мкм) при изменении теоретической (заданной) температуры $T_{\text{теор}}$. По пересечению экспериментальной $\varepsilon_\lambda = f(T_{\text{эсп}})$ и расчетной $\varepsilon_\lambda = f(T_{\text{теор}})$ функций определены действительные значения ε_λ и температуры топочных газов $T_{\text{г}}$. Температуры $T_{\text{г}}$ составили: 1182 К (9 м, $\varepsilon_\lambda = 0,934$), 978 К (14 м, $\varepsilon_\lambda = 0,86$) и 1031 К (16 м, $\varepsilon_\lambda = 0,883$) [2].

3.2. Излучательная способность и температура частиц конденсированной фазы

КФ при сжигании торфа представляла собой дисперсную систему частиц кокса и золы сложного химического состава (рис.3).

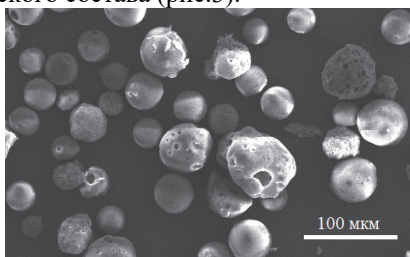


Рис. 3. Частицы летучей золы

Расчеты радиационных характеристик многокомпонентной КФ выполнены на основе теории рассеяния по методике работы [3]. Для описания дисперсности частиц использовалось логарифмически-нормальное распределение

$$f(x) = \frac{1}{x \cdot \ln \sigma \sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(\ln x - \ln x_n)^2}{2(\ln \sigma)^2}\right) \quad (2)$$

с параметрами $x_n = 29,7$ мкм, $\sigma = 1,5$ мкм.

Для определения содержания (массовой доли, концентрации) компонентов КФ учитывались зависимости степени выгорания топлива $\beta^{\text{сг}}$ по высоте топки. Исходные данные для расчета радиационных характеристик и ИС ε_λ с учетом содержащихся в топке частиц кокса и золы приведены в табл. 2, где z_3 и z_k – массовые доли золы и кокса, C_3 и C_k – массовые концентрации золы и кокса, N_3 и N_k – числовые концентрации золы и кокса.

Таблица 2. Исходные данные для расчета ИС частиц КФ при сжигании торфа

Параметр	$H = 9$ м	$H = 14$ м	$H = 16$ м
$\beta^{\text{сг}}$	0,9	0,96	0,98
z_3	0,00949	0,01012	0,01033
z_k	0,00512	0,00205	0,00102
$C_3, \text{г/м}^3$	2,805	3,616	3,502
$C_k, \text{г/м}^3$	1,513	0,731	0,347
$N_3, 1/\text{см}^3$	49,56	63,89	61,87
$N_k, 1/\text{см}^3$	150,1	72,58	34,42

На рис. 4 представлены графики полученных экспериментальных функций $\varepsilon_\lambda = f(T_{\text{эсп}})$ и расчетные значения ε_λ для разных высот топки котла. Температуры частиц КФ $T_{\text{ч}}$ составили: 1453 К (9 м, $\varepsilon_\lambda = 0,496$), 1228 К (14 м, $\varepsilon_\lambda = 0,349$) и 1334 К (16 м, $\varepsilon_\lambda = 0,238$).

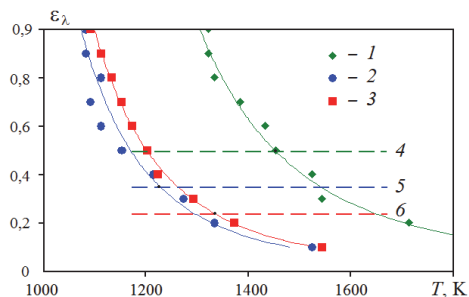


Рис. 4 – Зависимости ε_λ от температуры при $\lambda = 1,6$ мкм: 1, 2, 3 – экспериментальные функции $\varepsilon_\lambda = f(T_{\text{эсп}})$; 4, 5, 6 – расчет. $H = 9$ м (1, 4), 14 м (2, 5), 16 м (3, 6)

4. ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Полученные в работе данные позволяют воспользоваться приведенной формулой (1) определения действительной температуры при использовании яркостных пирометров Optris и Raynger (по значениям $T_{\text{я}}$, ε_λ и λ), отследить уровень и характер изменения температуры и ИС по высоте топки с учетом степени выгорания топлива. Измеренные температуры КФ при сжигании торфа превышают температуру начала шлакования $T_{\text{шл}} = 1291$ К в корневой и хвостовой частях факела ($T_{\text{ч}} = 1453$ и 1334 К соответственно). Поэтому, что в газовом потоке должны наблюдаться расплавленные частицы летучей золы, вызывающие шлакование топки.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе представлены результаты пирометрирования топки парового котла БКЗ-210-140Ф по разработанной авторами методике, которая включает определение температуры ГФ в полосе излучения CO_2 и определение температуры частиц КФ в полосе прозрачности ГФ с помощью яркостных пирометров Optris и Raynger при установлении на них обоснованных значений ИС с учетом степени выгорания топлива $\beta^{\text{сг}}$ и корректной интерпретацией экспериментальных результатов. Установлено существование температурной неравновесности при сжигании торфа. По уровню температуры топочных газов проводится оценка образования оксидов азота NO_x . Знание по температуре частиц КФ необходимо для предотвращения процесса шлакования топки и увеличения времени работы между регламентными остановками для чистки котла.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кузьмин В.А., Заграй И.А., Рукавишников Р.В. Тепловое излучение гетерогенных продуктов сгорания при сжигании торфа // Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики. 2015. № 3-4. С. 58-67.
2. Кузьмин В.А., Заграй И.А., Шамова Н.А. Определение температуры и излучательной способности топочных газов парового котла при факельном сжигании торфа // Теплоэнергетика. 2023. №1. С. 66-74.
3. Кузьмин В.А., Пяткова И.А. Радиационные характеристики частиц конденсированной фазы гетерогенных продуктов сгорания в энергетических установках // Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики. 2010. № 1-2. С. 14-20.

С.Ю. Ларионов¹, А.З. Гиззатуллин², Б.Е. Рябчиков¹, А.А. Пантелеев^{1,3}, М.М. Шилов^{1,3}

¹НАУЧНО-ПРОИЗВОДСТВЕННАЯ КОМПАНИЯ МЕДИАНА-ФИЛЬТР,
105318, Москва, Тацкая ул., 1

²Нижекамскнефтехим,

423574 Республика Татарстан, Нижнекамск, ул. Соболевская, зд. 23, офис 129

³ Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

ГОРИЗОНТАЛЬНЫЙ ИНТЕНСИФИЦИРОВАННЫЙ ОСВЕТИТЕЛЬ С ИЗВЕСТКОВАНИЕМ ДЛЯ ПОДГОТОВКИ ПИТАТЕЛЬНОЙ ВОДЫ НА ТЭС

Процесс известкования, широко используется в водоподготовке и очистке сточных вод в различных отраслях промышленности для снижения постоянной жесткости воды и ее декарбонизации.

Процесс **известкования** основан на том, что щелочность природной воды обусловлена в основном ионами HCO_3^- , находящимися в химическом равновесии, зависящем от значения рН, с недиссоциированной угольной кислотой и карбонат ионами. При **известковании** в раствор добавляют гашеную известь $\text{Ca}(\text{OH})_2$ до рН более 9,5. При этом достигается снижение щелочности с выводом образующихся труднорастворимых карбонат ионов.

Наибольшее применение в схемах умягчения воды реагентными методами в СССР и России нашли осветлители конструкции Е.Ф. Кургаева (ЦНИИ МПС) и В.М. Квятковского (ВТИ).

Основной проблемой осветлителей типа ВТИ и ЦНИИ наряду с невысокой скоростью являются сильная зависимость от изменения температуры, расхода, концентрации в воде, которая проявляется как неустойчивость Рэля – Тейлора в виде нестабильности раздела фаз жидкости и псевдооживленного слоя осадка. При любых возмущениях в этом слое происходит «пробой» с образованием каналов и интенсивного перемешивания слоя, что приводит к выбросу взвеси в очищенную воду.

Основным приемом интенсификации процесса является организация оптимального перемешивания для каждой стадии процесса, его продолжительности и использование части выпавших ранее твердых частиц в качестве центров кристаллизации (рециркуляция шлама). Благодаря своей большой поверхности эти частицы способствуют более быстрому росту кристаллов и их дальнейшему укрупнению, что облегчает процесс отстаивания. Процесс кристаллизации еще более интенсифицируется с повышением температуры и при перемешивании вводимых раздельно воды и реагентов в присутствии ранее выпавшего осадка.

Использование осадка в качестве контактной среды при обработке методами осаждения позволяет сократить продолжительность обработки воды, повысить скорости движения ее в аппаратах, уменьшить расход реагентов и улучшить качество обработанной воды [1,2].

С начала 21 века для повышения производительности и качества очистки разрабатываются многочисленные интенсифицированные аппараты с горизонтальным расположением камер и механическим перемешиванием.

К преимуществам горизонтальных осветлителей относится:

- Существенно более высокая удельная производительность и компактность. Скорость восходящего потока в зоне осветления в горизонтальных осветлителях достигает 20-30 м/ч, тогда как в вертикальных осветлителях со взвешенным слоем она не превышает 6 м/ч (обычно 4,2 – 4,5 м/ч).

- В силу своей компактности, горизонтальные осветлители могут поставляться в собранном виде в полной заводской готовности с нанесённым АКЗ.

- Простота ввода в эксплуатацию, запуск занимает всего несколько минут.

- Легкое управление и техническое обслуживание системы ввода реагентов.

- Улучшенное перемешивание и ускоренная реакция химического осаждения.

- Меньшее потребление коагулянта за счет рециркуляции карбонатного осадка (затравки).

- Значительно лучшие характеристики осадка. Содержание сухого вещества в осадке доходит до 8 %, за счет чего он легко поддается сгущению и высушиванию.

- За счёт меньшего веса с водой данные осветлители не требуют специальных фундаментов и могут устанавливаться на подкреплённые полы промышленного здания [3].

В АО «НПК «МЕДИАНА-ФИЛЬТР» в течение ряда лет проводились работы по уточнению на пилотных установках разной производительности основных параметров процесса с целью разработки горизонтального осветлителя собственной конструкции.

Первоначальные исследования проводились на малогабаритных моделях. Максимальная достигнутая скорость восходящего потока в отстойнике в граничных условиях, т.е. при минимальных приемлемых временах пребывания воды во всех камерах осветлителя, составила 25 м/ч. При этой скорости осветленная вода была прозрачной, бесцветной и практически не содержала взвесей.

В результате длительных экспериментов была разработана конструкция промышленного аппарата производительностью до 200 м³/ч, который внедрен на филиале АО «ГТК-16» - «Нижнекамская ТЭЦ (ПТК-1)» (Рис. 1).

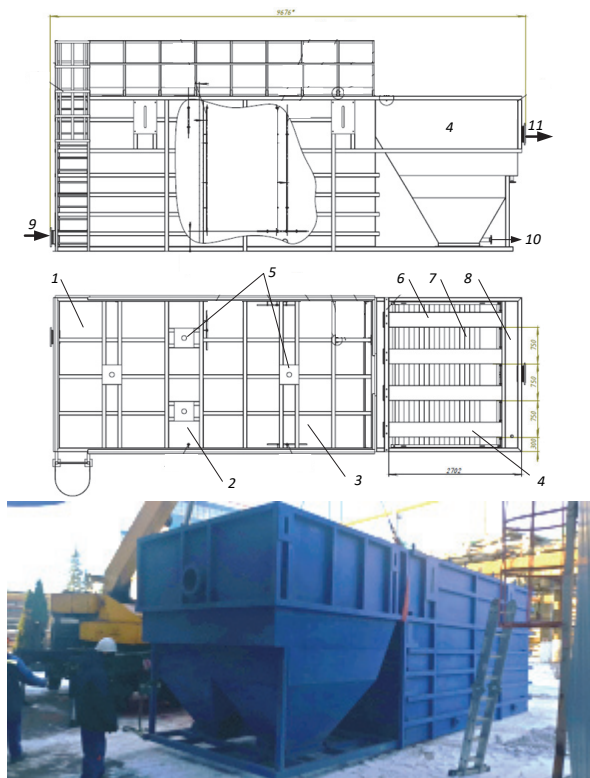


Рис. 1. Конструкция и внешний вид промышленного осветлителя производительностью до 200 м³/ч для филиала АО «ТГК-16» - «Нижнекамская ТЭЦ (ПТК-1)».

В процессе испытаний была достигнута максимальная производительность 180 м³/ч. При большей производительности происходил периодический перелив воздухоотделительной колонны. Съём по жёсткости составил около 30 % от исходного значения, по кремниевой кислоте также 30 % от исходного содержания. Мутность – 0,1 мг/л.

В настоящее время осветлитель установлен в химцехе №2 филиала ТГК-16 Нижнекамской ТЭЦ-1 (ПТК-1) и находился в опытно-промышленной эксплуатации в течении полугода.

Таблица 1 Параметры работы осветлителя.

Наименование показателя	Значение в исходной воде	Значение в осветленной воде
Взвешенные вещества, мг/л	до 25	0,5-1,5
Окисляемость перманганатная, мг О ₂ /л	до 8	до 4
Жесткость общ. мг-экв/л	До 5,5	До 4,1
Щелочность, мг-экв/л	До 1,7	До 0,2
Железо общ., мг/л	До 1	До 0,1
Кремний по SiO ₂ , мг/л	До 9	До 6

Одной из задач испытаний была проверка возможности работы осветлителя в качестве предподготовки перед установками обратного осмоса. Для этого была смонтирована отдельная схема с подачей осветлённой воды в промежуточный бак, а

оттуда насосами через механический двухкамерный фильтр диаметром 3400 мм на установку обратного осмоса (УОО).

Основной проблемой при использовании обратного осмоса после известкования является высокое значение коллоидного индекса. Кроме того, известково-коагулированная вода может обладать определённой нестабильностью в следствие высокого значения рН, неполного протекания реакции образования карбоната кальция, ошибок при дозировании реагентов [4,5].

В ходе испытаний было определено, что оптимальная доза ингибитора отложений типа CRO-17 составляет 4 мг/л. Оптимальная доза серной кислоты зависит от общей щёлочности осветлённой воды и доходила до 0,7 мг-экв/л. Оптимальное значение рН – 8,5.

В ходе испытаний определялись параметры работы осмоса. Так перепад давления в процессе испытаний находился на уровне 1,9 атм с амплитудой колебаний 0,3 атм. Селективность в среднем составила 97 %, но имели место точки с селективностью 90 %, связанные со сбоем в дозировке серной кислоты. Вообще зависимость от рН в данном процессе является весьма существенной. Испытания длились около 1 месяца. По результатам существенных изменений в работе УОО не отмечено.

В целом по работе интенсифицированного осветлителя с известкованием можно сказать следующее. Оборудование после внесения ряда усовершенствований показало стабильную работу. Степень автоматизации высокая. По сути, единственной ручной, но очень важной операцией является введение реальной концентрации извести, полученной после её гашения и закачки в мешалку. Качество процесса контролируется по показаниям рН-метров и мутномера, а также выполнением стандартных анализов в цеховой лаборатории.

Отмечено, что осветлитель может быть использован в качестве резерва при быстром изменении потребности в осветлённой воде. Полный останов оборудования осуществляется в течении 5 мин, запуск в работу из режима остановлен до 10 мин.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. РД 34.37.518. Руководящие указания по известкованию воды на электростанциях. 1972 г. 95 с.
2. Белан Ф.И. Водоподготовка. М.: Государственное энергетическое издательство, 1963. 319 с.
3. Копылов А.С., Лавыгин В.М., Очков В.Ф. Водоподготовка в энергетике. М.: МЭИ, 2003. 310 с.
4. Рябчиков Б.Е. Современная водоподготовка. М.: ДеЛи плюс, 2013. 680 с.
5. Рябчиков Б.Е. Процессы и аппараты современной водоподготовки. М.: ДеЛи плюс, 2023. 403 с.

ЛОКАЛИЗАЦИЯ И ПОДАВЛЕНИЕ ТЕРМИЧЕСКОГО РАЗЛОЖЕНИЯ И ПЛАМЕННОГО ГОРЕНИЯ КОНДЕНСИРОВАННЫХ ВЕЩЕСТВ С ПРИМЕНЕНИЕМ ГАЗОВЫХ ГИДРАТОВ

ВВЕДЕНИЕ

Распространенными средствами ликвидации возгораний в настоящее время являются огнетушащие порошки. Однако в их составе содержатся щелочные химические элементы, способные при попадании на поверхность металла привести к его окислению и повреждению [1]. Альтернативным средством пожаротушения являются газовые гидраты, которые не способны вызвать подобные разрушения. Газовые гидраты – это кристаллические соединения, образованные газом и водой в условиях пониженной температуры и высокого давления [2]. В качестве огнеподавляющего газа используется диоксид углерода (CO_2). Ликвидация возгораний при использовании гидрата диоксида углерода осуществляется следующим образом: в следствие высоких температур в очаге возгорания гидрат начинает диссоциировать с выделением CO_2 , который вытесняет окислитель из зоны горения, а процессы плавления льда и испарения воды снижают температуру очага до значений, не превышающих соответствующих началу термического разложения материалов. Синтезирование газовых гидратов проведено с добавлением ПАВ (огнетушащего состава ОС-5), которое образует пену при диссоциации гидрата, также способствующую ликвидации возгораний. Целью работы являлось определение условий применения гидратного огнетушащего устройства на основе двуокси углерода для локализации и ликвидации термического разложения и пламенного горения веществ и материалов.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ МЕТОДИКА

Для проведения исследований по ликвидации возгораний твердых веществ и материалов гидратным огнетушащим устройством применялся экспериментальный стенд, схема которого приведена на рис. 1. Стенд представлял собой параллелепипед, выполненный из стали с габаритными размерами 430×430×460 мм. На одной из стенок параллелепипеда предусматривалось смотровое окно для видеофиксации процесса подавления возгораний веществ и материалов. На другой боковой стенке стенда предусматривалось отверстие для подачи гидратного огнетушащего устройства в зону горения. Регистрация процесса ликвидации возгораний производилась при помощи высокоскоростной камеры.



Рис. 1. Схема стенда: 1 – корпус; 2 – огнетушащее устройство; 3 – очаг; 4 – видеокамера; 5 – персональный компьютер.

Экспериментальные исследования проводились для твердых горючих материалов. Очаг возгорания состоял из кедровых брусков. Для инициирования горения в очаг добавлялся бензин в объеме 10 мл и осуществлялся его поджог с помощью пьезоэлектрического элемента.

Для создания гидратного огнетушащего устройства использовались емкости, выполненные из ПЭТ пластика, объемом 50 мл и 100 мл. В верхней части емкости располагалась крышка с резьбовым соединением. Критическое давление разрыва гидратного огнетушащего устройства составляло около 14 бар. Масса гидрата контролировалась весами Demcom DL 123 и варьировалась от 35 г до 75 г.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Проведены экспериментальные исследования по определению необходимого объема гидрата в огнетушащем устройстве для достижения условий полной ликвидации возгорания. Под этими условиями подразумевалось снижение температуры твердого горючего материала до значений менее 100 °С. При таких температурах повторные возгорания не регистрировались, так как прекращалось термическое разложение материала. Огнетушащее устройство наполнялось гидратом перед тем, как его сбрасывали в очаг. Концентрация двуокси углерода в гидрате составляла около 23% от общей массы гидрата. На рис. 2 приведены кадры экспериментальных исследований по ликвидации очага возгорания огнетушащим устройством при варьировании массы гидрата. Проведенные исследования позволили установить, что гидрата массой 35 г (рис. 2а) не всегда достаточно для ликвидации возгорания. Нередко регистрировались повторные возгорания. Вероятность ликвидации возгорания составляла около 70%. При увеличении массы гид-

рата до 50 г и 70 г осуществлялась гарантированная ликвидация возгорания (100 %). Использование образца с небольшой массой гидрата (35 г) привело к неполному покрытию реагирующих материалов пенным слоем, образующимся при диссоциации гидрата, что не обеспечивало блокирование поступления окислителя в зону горения. При увеличении же массы гидрата до 50 г (рис. 2б) регистрировались условия подавления пламенного горения в момент срабатывания устройства. Образованная в результате диссоциации гидрата пена покрывала всю поверхность реагирующего материала. Благодаря вытеснению окислителя, в зоне горения протекал лишь процесс пиролиза, а за счет наличия воды и пены термическое разложение материала замедлялось. Огнетушащее устройство с массой гидрата 70 г (рис. 2в) позволило обеспечить подавление возгорания с минимальной продолжительностью. Дальнейшее увеличение массы гидрата в проводимых экспериментах было нерациональным вследствие того, что большая часть гидрата оказывалась избыточной. Характеристики подавления возгорания практически не менялись при росте массы гидрата выше 70 г.



Рис. 2. Видеокadres процесса подавления возгорания гидратным огнетушащим устройством при варьировании массы гидрата: а – 35 г; б – 50 г; в – 70 г; 1 – корпус испытательного стенда; 2 – модельный очаг; 3 – пламя; 4 – гидратное огнетушащее устройство.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Предлагается альтернативный метод подавления возгораний, а именно, применение гидратных огнетушащих устройств на основе двуокиси углерода, доставляемых в очаг возгорания с помощью беспилотного летательного аппарата или минометной установки (рис. 3). Дымовые газы, отходящие от различных производств, подают в реактор гидратообразования, где синтезируется гидрат двуокиси углерода. Приготовленный гидрат распределяют по специализированным емкостям и формируют гидратные огнетушащие устройства, которые хранят в холодильной установке при атмосферном давлении и температуре около $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$. В дальнейшем холодильные установки транспортируются с

помощью специальных автомобилей до их места загрузки в беспилотные летательные аппараты или метательные установки. Если источник возгорания достаточно далеко, то используется беспилотный летательный аппарат (БПЛА). Если источник возгорания располагается близко, используются метательные установки. Огнетушащий снаряд попадает в помещение, где за счет диссоциации гидрата высвобождается углекислый газ. Давление в устройстве увеличивается и происходит разрыв оболочки, который приводит к распределению гидрата по помещению. При диссоциации гидрата углекислый газ вытесняет кислород из зоны горения, а вода и лед снижают температуру горящего материала. Пенный слой, образованный при диссоциации гидрата, ограничивает окислителю доступ в зону горения. Таким образом, происходит подавление пламенного горения и последующая локализация термического разложения.

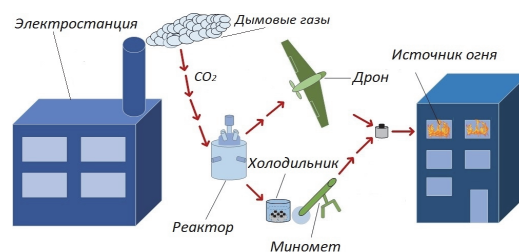


Рис. 3. Схема использования гидратных огнетушащих устройств с задействованием беспилотного летательного аппарата и метательной установки.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Анализ проведенных экспериментальных исследований позволил определить влияние массы гидрата на характеристики подавления возгорания гидратными огнетушащими устройствами. Увеличение массы гидрата с 35 г до 70 г приводило к снижению времени ликвидации возгорания практически в 2 раза. Это обусловлено тем, что большое количество льда попадало в очаг возгорания. Следовательно, требовалось большее количество теплоты для его плавления и смены агрегатного состояния. Также с увеличением массы гидрата снижалось время срабатывания устройства за счет повышения концентрации углекислого газа в устройстве, и соответственно, увеличения скорости роста давления внутри него. Разработана концептуальная схема применения гидратных огнетушащих устройств с использованием беспилотного летательного аппарата или метательной установки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Du, D., Pan, X., & Hua, M. Experimental Study on Fire Extinguishing Properties of Compound Superfine Powder. *Procedia Engineering*, 2018, 211, 142–148.
2. Cao, X., Yang, K., & Bian, J. Investigation of CO₂ hydrate slurry flow characteristics with particle dissociation for carbon storage and transportation. *Process Safety and Environmental Protection*, 2021, 152, 427–440.

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ПЛОТНОСТИ ТЕПЛОвого ПОТОКА НА ГРАНИЦЕ ТВЕРДОГО ТЕЛА ПО ДАННЫМ ИЗМЕРЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ

ВВЕДЕНИЕ

Для анализа многих физических процессов необходимо знать плотность теплового потока q на границе «твердое тело – жидкость». Однако прямое определение q в эксперименте затруднительно. Гораздо проще реализовать измерение температуры в отдельных точках, а затем полностью восстановить температурное поле, по которому, вообще говоря, можно определить и плотность теплового потока на границе твердого тела. Подобным образом подходят к решению этой проблемы, например, в работах [1,2].

В данной работе исследуется погрешность восстановления плотности теплового потока на границе твердого тела при использовании различных метрик для регуляризации граничных условий.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается осесимметричная задача теплопроводности в сферических координатах (r, θ) , где r – радиус, θ – полярный угол. Уравнение теплопроводности записывается в виде:

$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2 \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\sin \theta \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) = 0. \quad (1)$$

Граничные условия для уравнения (1) формулируются в виде суммы задаваемой регулярной функции $f(\theta)$ и наложенного на нее случайного шума $\varepsilon(\theta)$, имитирующего погрешность измерений:

$$T(r = R, \theta) = F(\theta) = f(\theta) + \varepsilon(\theta). \quad (2)$$

Считается, что температура измеряется в нескольких точках шара, см. рис. 1, т.е. функция F известна только в отдельных точках.

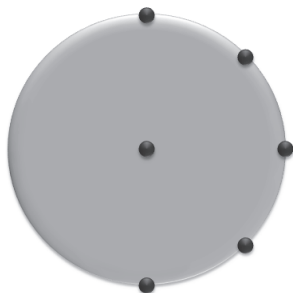


Рис. 1. Значения температуры (возмущенные) заданы в нескольких точках на поверхности шара и в его центре.

2. МЕТОД РЕШЕНИЯ

Задача (1) с граничными условиями (2) имеет аналитическое решение, см., например, [3]:

$$T(r, \theta) = \sum_{i=0}^{\infty} c_n \left(\frac{r}{R} \right)^n P_n(\cos \theta), \quad (3)$$

$$c_n = \frac{2n+1}{2} \int_0^{\pi} F(\theta) P_n(\cos \theta) \sin \theta d\theta, \quad (4)$$

где $P_n(\cos \theta)$ – полиномы Лежандра.

В случае реального эксперимента на поверхности шара может быть любая функция $F(\theta)$, определенная в отдельных точках. Для решения задачи в виде (3,4) эту функцию необходимо восстановить. В данной работе рассматривается два типа аппроксимации функции $F(\theta)$ – в виде прямой и в виде параболы:

$$F(\theta) = A\theta + B, \quad (5)$$

$$F(\theta) = A\theta^2 + B\theta + C. \quad (6)$$

Чтобы восстановить вид функции $F(\theta)$, т.е. определить численные значения коэффициентов по заданным в нескольких точках значениям температуры, используется метод скорейшего градиентного спуска; например, для коэффициента A :

$$A \leftarrow A - C_A \frac{\partial J}{\partial A}. \quad (7)$$

Особенностью данной работы является использование для построения функционала J дробных метрик – метрик произвольной размерности, т.е.

$$J = \|\vec{X}\|_p = \left(\sum_i |X_i|^p \right)^{1/p}, \quad (8)$$

где X – разница в данной точке между измеренной температурой (заданным значением) и значением аппроксимирующей функции $F(\theta)$.

В частном случае $p = 2$ функционал J описывает среднеквадратическое отклонение. В данной работе значение p варьируется, и рассматриваются различные виды получающихся таким образом функции $F(\theta)$.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ РЕШЕНИЯ

Рассмотрим модельную функцию распределения температуры по боковой поверхности шара в виде

$$f(\theta) = V \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) + W, \quad (9)$$

Очевидно, что (9) не соответствует ни одной из подбираемых функций (5) или (6). Для усложнения задачи наложим на $f(\theta)$ гауссовский шум – функцию $\varepsilon(\theta)$, представляющую собой случайное число с амплитудой $0.1\max[f(\theta)]$, т.е. «погрешность» определения граничного значения положим аномально высокой.

На рис. 2 показаны граничные условия (для определенности возьмем $V=7$ и $W=11$) и их аппроксимации, найденные для различных значений p в выражении (8).

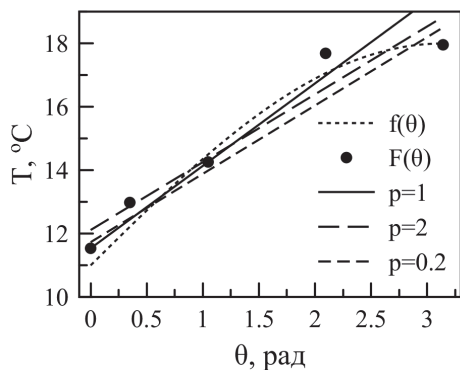


Рис. 2. Граничные условия (2) и их аппроксимации (5), найденные для различных значений p .

По построенным с помощью полученных граничных условий полям температур (формула (3)) можно восстановить значения плотности теплового потока на границе шара, см. рис. 3.

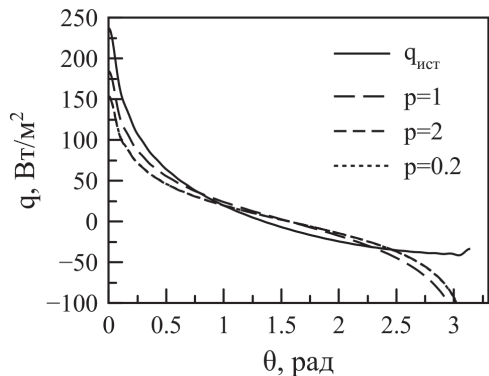


Рис. 3. Истинная плотность теплового потока в сравнении с найденными для (5) при разных p .

Как видно, «истинная» плотность теплового потока, полученная для невозмущенного граничного условия в виде $f(\theta)$, не так плохо восстанавливается при различных значениях параметра p , причем выбор $p=2$ не является наилучшим. Сильное несоответствие плотности потока в нижней части свидетельствует о необходимости рассмотрения иной аппроксимации граничных условий.

На рис. 4 и 5 показаны детали аналогичной процедуры восстановления плотности теплового потока при помощи выражения (6) – параболической аппроксимации граничных условий. Как и следовало ожидать, результат оказался гораздо лучше, чем для линейной аппроксимации.

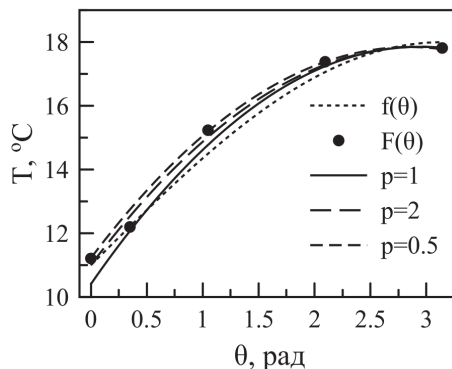


Рис. 4. Граничные условия (2) и их аппроксимации (6), найденные для различных значений p .

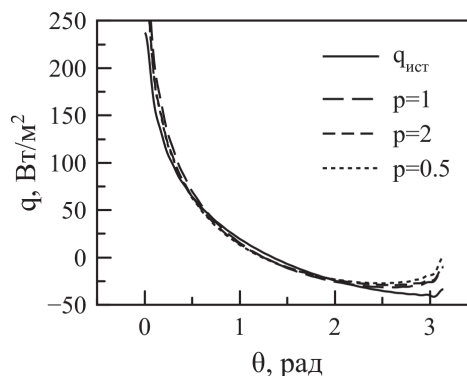


Рис. 5. Истинная плотность теплового потока в сравнении с найденными для (6) при разных p .

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, рассматриваемый метод определения плотности теплового потока работает достаточно хорошо. Для получения более точных значений необходимо варьировать значения параметра p . Для граничных условий общего вида указать конкретный алгоритм выбора p пока затруднительно; по результатам данной работы можно заключить, что $p=1$ по крайней мере не хуже обычно используемого $p=2$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Забиров А.Р., Ягов В.В., Кабаньков О.Н., Лексин М.А., Канин П.К. . Влияние давления на устойчивое пленочное кипение недогретой жидкости// Инженерно-физический журнал. 2016. Т. 89. № 6. С. 1.
2. Yagov V.V., Lexin M.A., Zabirov A.R., Kaban'kov O.N.. Film boiling of subcooled liquids. Part I: Leidenfrost phenomenon and experimental results for subcooled water// IJNMT. 2016. V. 100. P. 908.
3. Алабужев А.А., Белозерова Т.С., Хеннер В.К. Методы математической физики. Уравнения эллиптического типа. Пермь: Изд. центр Пермского государственного университета, 2016. 92 с.

ОБЪЕМНЫЙ НАГРЕВ ГРАФЕНОВЫХ НАНОЖИДКОСТЕЙ И ИСПАРЕНИЕ С ПОВЕРХНОСТИ ГРАФЕНОВЫХ СТРУКТУР ЗА СЧЕТ ТЕПЛООВОГО ИЗЛУЧЕНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

Среди наноматериалов для энергетической области наиболее привлекательными являются графен и его модификации благодаря их теплофизическим свойствам, включая высокую теплопроводность, большую удельную поверхность и плазменный механизм генерации пара [1, 2]. В настоящее время экспериментально интенсивно исследуется графен как перспективный материал с целью создания новых рабочих жидкостей (наножидкостей) [3, 4], а также конструкций на его основе [5] для эффективного преобразования солнечного излучения в тепловую энергию с последующей выработкой чистой воды или электроэнергии. В настоящее время механизм нагрева и образования пузырьков в графеновых наножидкостях исследован не полностью. В настоящей работе рассматривается процесс преобразования искусственного теплового излучения в тепловую энергию при использовании графеных наножидкостей и графеновых структур, включая графеновые наноконпозиты.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

Для исследования температурного поля внутри графеной наножидкости при ее нагреве солнечным имитатором была разработана экспериментальная установка (рис. 1). В качестве солнечного имитатора используется так называемый «половинный кварцевый инфракрасный нагревательный элемент ICH-402», удельная энергия поверхностного излучения которого составляет $1,91 \text{ Вт/см}^2$ и эффективная поверхность равна $78,4 \text{ см}^2$. Данный имитатор генерирует излучение в диапазоне от 1,85 до 8,90 мкм и требуется 5 минут для выхода на рабочую температуру, которая может достигать 520°C . Рабочий объем для размещения графеной наножидкости представляет собой цилиндрический титановый сосуд с внутренним диаметром 81 мм и высотой 115 мм. Для измерения температуры по толщине слоя жидкости были установлены по оси сосуда с шагом 2 мм пять термопар типа К, которые обозначены ТП1, ТП2, ТП3, ТП4, ТП5, соответственно. Измеряемые значения температуры передаются в компьютер с помощью измерителя-регулятора TRM138 и преобразователя АС4-М. Изменение массы образца во время нагрева фиксируется электронными весами с точностью 0,05 г. Начальный объем образцов графеновых наножидкостей составляет 515 ± 1 мл. Графеновые нанохлопья получены методом эксфолиации (расщепления) в дистиллированной воде чистого графита (чистота

99.2%). Нанохлопья графена исследовались с помощью рамановской спектроскопии и сканирующего электронного микроскопа. Число графеновых слоев составляет от 1 до 10, причем среднее число графеновых нанохлопьев с числом слоев менее 5 составляет около 40%. Латеральные размеры нанохлопьев графена находятся в диапазоне от 30 до 90 мкм.

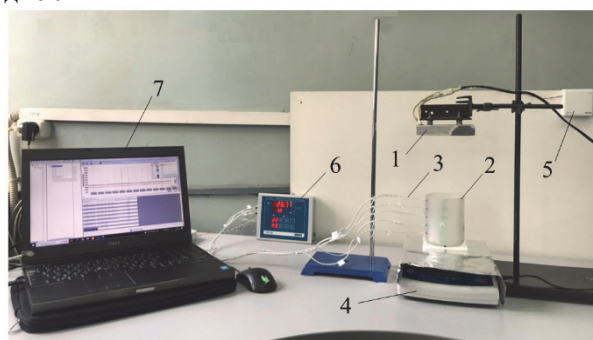


Рис. 1. Экспериментальная установка для исследования температурных полей внутри наножидкостей в процессе нагрева солнечным излучением: 1 – солнечный имитатор; 2 – емкость для размещения наножидкостей; 3 – термопары; 4 – электронные весы; 5 – датчик температуры и влажности воздуха; 6 – измеритель-регулятор TRM138; 7 – компьютер.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Полученные результаты измерения температурного поля в графеной наножидкости при разных концентрациях показаны на рис. 2. Эксперимент проводился сначала для четырех массовых концентраций графеновых нанохлопьев (0% (вода), 1%, 3%, 5%) (рис. 2а-г). Получено, что по мере повышения концентрации графеновых нанохлопьев температура у поверхности жидкости (ТП1) уменьшается (рис. 2е). Причина такого эффекта заключается в том, что при высокой концентрации возрастает количество плавающих на поверхности графеновых нанохлопьев, образующих пленку и уменьшающих поток излучения, проходящего внутрь объема жидкости (рис. 3). Такая пленка на поверхности хорошо отражает излучение обратно в окружающую среду. Несмотря на указанный эффект, нижние слои графеновых наножидкостей с концентрацией 3,0% и 5,0% нагревались эффективнее, чем нижние слои в объеме сосуда дистиллированной воды (рис. 2е). Например, нагрев на глубине 80 мм (у термопары ТП5) для графеной наножидкости с концентрацией 5,0% превышает примерно на 47% нагрев дистиллированной воды. Показано, что скорость испарения с поверхности

графеновой наножидкости при ее облучении сверху падает по мере повышения концентрации графеновых наночлопьев (рис. 3а).

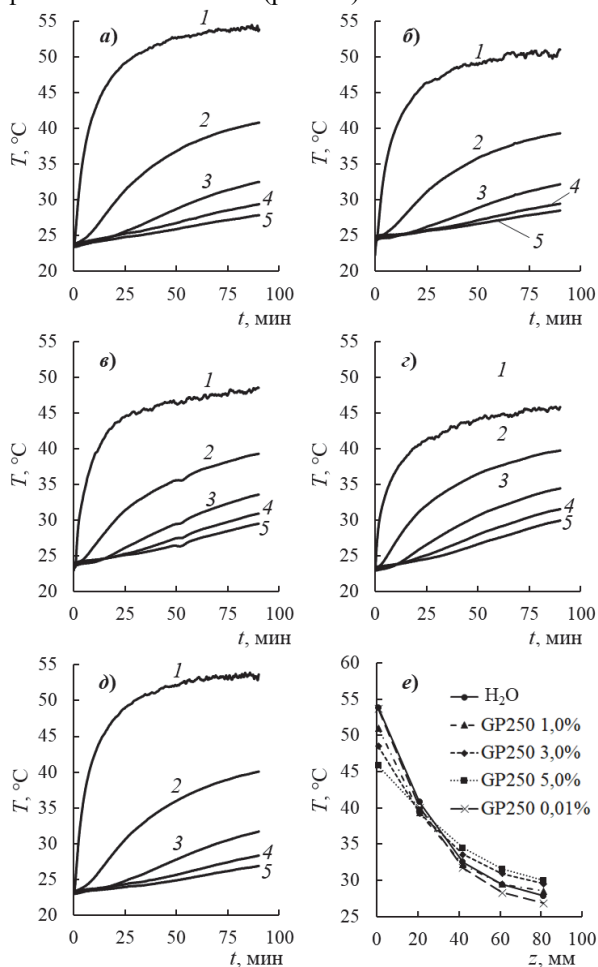


Рис. 2. Температурное поле в объеме графеновой наножидкости при ее облучении инфракрасным излучателем: а – H₂O; б – GP250/H₂O 1,0%; в – GP250/H₂O 3,0%; г – GP250/H₂O 5,0%; д – GP250/H₂O 0,01%. е – температурное поле по толщине слоя графеновых наножидкостей после 90 мин нагрева. 1 – ТП1; 2 – ТП2; 3 – ТП3; 4 – ТП4; 5 – ТП5.

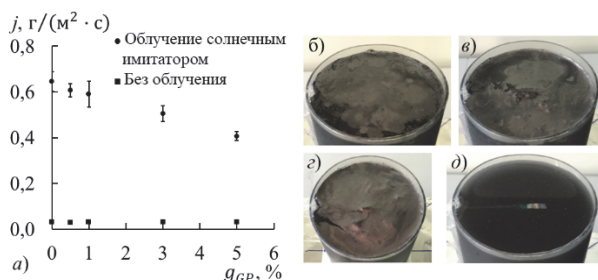


Рис. 3. а) Плотность потока испаряющейся воды. Поверхность графеной наножидкости в процессе нагрева излучением сверху: б – GP250/H₂O 1,0%; в – GP250/H₂O 3,0%; г – GP250/H₂O 5,0%; д – GP250/H₂O 0,01%.

Важно отметить, что графеновая наножидкость с массовой концентрацией 5,0% представляет довольно густой раствор с высокой стабильностью по сравнению с растворами с концентрациями 1,0% и 3,0%. У последних быстро идет процесс седиментации, что сильно влияет на нагрев за счет поглощения излучения. Для решения проблемы седи-

ментации и предотвращения образования плавающих графеновых наночлопьев на поверхности жидкости был изготовлен новый раствор с приближительной концентрацией 0,01% на основе полученных методом эксфолиации растворов малослойных (до 8 слоев по данным рамановской спектроскопии) графеновых наночлопьев с латеральным размером примерно 30 мкм, который показал высокую стабильность (почти без изменения прозрачности после 5 суток наблюдения) без применения поверхностно-активных веществ (рис. 3д). Результат измерения температурного поля в разработанной жидкости показан на рис. 2д. Видно, что температурное поле в этой наножидкости почти не отличается от такового дистиллированной воде (рис. 2е). Это свидетельствует о том, что в исследуемом диапазоне длин волн (1,85–8,90 мкм) основным поглотителем является базовая жидкость (вода), а графеновые наночлопья вносят вклад только в повышение теплопроводности раствора.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В настоящей работе исследован процесс объемного нагрева и испарения с поверхности графеновых наножидкостей при их облучении сверху источником излучения в ближней области инфракрасного диапазона (1,85–8,90 мкм). Показано, что в исследуемом диапазоне длин волн основным поглотителем является чистая вода. При этом повышение концентрации графеновых наночлопьев (до 5%) существенно ускоряет процесс объемного нагрева жидкости, но приводит к уменьшению температуры поверхности и плотности потока испарения из-за наличия плавающих графеновых наночлопьев на поверхности жидкости. Разработаны стабильные графеновые наножидкости для решения задач солнечной энергетики.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 23-19-00840).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дмитриев А. С., Клименко А. В. Преобразование солнечного излучения в пар – новые возможности на основе наноматериалов // Теплоэнергетика 2020. № 2, С. 1–16.
2. Дмитриев А.С., Клименко А.В. Перспективы использования двумерных наноматериалов в энергетических технологиях // Теплоэнергетика 2023. № 8. С. 3–26.
3. Sadeghi V., Islami S.B. and Arsalani N. An experimental investigation of the effect of using non-Newtonian nanofluid-graphene oxide/aqueous solution of sodium carboxymethyl cellulose-on the performance of direct absorption solar collector // Scientia Iranica. 2020. Vol. 28, № 3. P. 1284–1297.
4. Optical Properties and Photothermal Conversion Performances of Graphene Based Nanofluids / Li Z., Kan A., Wang K. и др. // Applied Thermal Engineering. 2021. P. 117948–117948.
5. High Rate Production of Clean Water Based on the Combined Photo-Electro-Thermal Effect of Graphene Architecture / Cui L., Zhang P., Xiao Y. и др. // Advanced Materials. 2018. Vol. 30, № 22. P. 1706805.

МЕТОДЫ АНАЛИЗА И ОПТИМИЗАЦИИ ТЕРМОИНТЕРФЕЙСОВ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕРМОМЕНЕДЖМЕНТА

ВВЕДЕНИЕ

Высокий темп развития современных электронных устройств, систем накопления и хранения энергии, а также элементов солнечной энергетики приводит к возникновению повышенного тепловыделения элементов устройств [1]. Для предотвращения повреждений, вызванных перегревом компонентов, и продления срока эксплуатации необходимо компенсировать избыточное тепловыделение оптимальной системой охлаждения.

Однако эффективность применяемых систем охлаждения обуславливается не только самой системой, но и в должной степени применяемым термоинтерфейсом – материалом, снижающим граничное термическое сопротивление между системой охлаждения и нагреваемым элементом.

Одним из направлений усовершенствования терморегуляции современных устройств электроники является улучшение характеристик термоинтерфейсов.

Для оценки теплопроводности термоинтерфейсов была разработана и сконструирована установка, соответствующая международным стандартам измерений теплопроводности.

2. МЕТОД АНАЛИЗА ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ТЕРМОИНТЕРФЕЙСОВ

2.1. Основное описание исследовательского стенда

За основу реализованного метода измерения коэффициентов теплопроводности исследуемых образцов взят международный стандарт ASTM D5470-17 (Standard Test Method for Thermal Transmission Properties of Thermally Conductive Electrical Insulation Materials) [2]. Данный стандарт распространяется на методы измерения теплового сопротивления и расчета теплопроводности различных термоинтерфейсов. Также вышеуказанный стандарт отвечает некоторым критериям ГОСТ 7076-99 (Метод определения теплопроводности и термического сопротивления при стационарном тепловом режиме) [3].

Метод основан на создании градиента температур между двумя параллельными поверхностями измерительных стержней, разделенных исследуемым образцом. Градиент температур вызывает возникновение теплового потока через образец, направленного перпендикулярно поверхностям, контактирующим с измерительными стержнями.

Измерения проводятся при установившемся стационарном режиме. Методика проведения экспериментов, а также основные конструктивные особенности реализованы в соответствии с вышеуказанным стандартом ASTM D5470-17.

Принципиальная схема установки представлена на рис. 1.

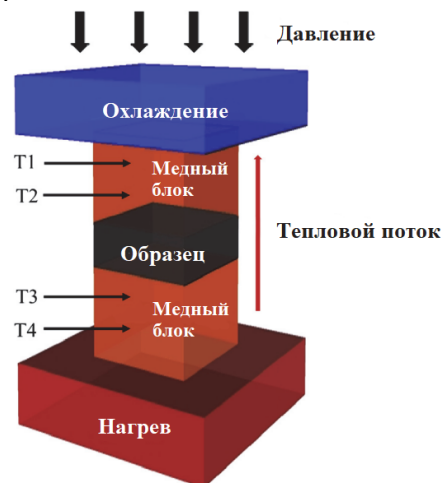


Рис. 1. Принципиальная схема установки.

Расчет коэффициента теплопроводности исследуемых образцов основан на измерении теплового сопротивления исследуемых образцов при изменении толщины образцов.

Тепловое сопротивление R материала рассчитывается через средний тепловой поток через образец Q , разницу температур на поверхностях измерительных стержней ΔT , а также площадь образца A .

$$R = \frac{A}{Q} * \Delta T$$

где $\Delta T = T_{\Gamma} - T_{\text{X}}$;

T_{Γ} и T_{X} – температуры поверхностей нагреваемого и охлаждаемого стержней установки, которые определяются благодаря экстраполяции по температурным точкам в стержнях.

Для определения коэффициента теплопроводности необходимо получить график зависимости теплового сопротивления образца от его толщины. По оси абсцисс откладывается значение толщины исследуемого материала, по оси ординат откладывается значение теплового сопротивления при текущей толщине.

График представляет собой прямую, коэффициент угла наклона которой равен обратной величине теплопроводности. Пересечение при нулевой толщине представляет собой термическое межфазное сопротивление, характерное для образца.

$$\lambda = k^{-1}$$

где k – коэффициент угла наклона прямой, полученной при построении графика зависимости теплового сопротивления материала от его толщины.

График для расчета коэффициента теплопроводности при использовании образца КПТ-8 представлен на рис 2.

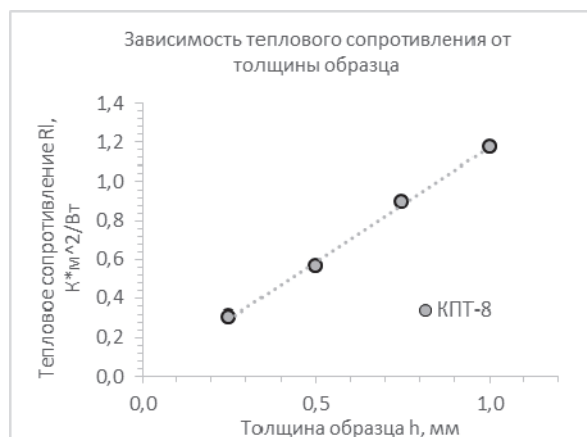


Рис 2. График зависимости теплового сопротивления образца КПТ-8.

Расчет показал, что коэффициент теплопроводности λ исследуемого образца оказался равен $\lambda = 0,85 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$.

2.2. Методика проведения экспериментов

Эксперименты проводятся в несколько этапов, каждый этап соответствует определенной толщине образца. Толщина образца изменяется с шагом 250 микрометров, диапазон толщины образца – от 250 до 1000 микрометров.

Перед проведением экспериментов образцы необходимо подготовить – произвести вакуумную откачку для предотвращения возникновения неоднородностей в виде воздушных пузырей.

Подготовленный образец выбранной толщины помещается в область между двумя поверхностями измерительных стержней. При наступлении стационарного режима нагрева фиксируются температуры в четырех точках стержней, по показателям которых в дальнейшем осуществляется расчет теплового сопротивления для текущей толщины образца.

3. СОВРЕМЕННЫЕ МЕТОДЫ ОПТИМИЗАЦИИ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕРМОИНТЕРФЕЙСОВ

Основными составляющими теплопроводящих электроизоляционных материалов являются полимерная матрица (полиимиды, поликарбонаты, полиоксиметилены) и различные теплопроводящие наполнители (металлы, углеродные частицы, керамика).

Соответственно, для повышения коэффициента теплопроводности термоинтерфейса существуют два пути совершенствования характеристик – модификация полимерной матрицы или модификация теплопроводящих наполнителей [4]. В работе выбран метод улучшения характеристик при применении микро- и наночастиц с высокой теплопроводностью.

Однако в большинстве современных работ, посвященных исследованию теплофизических

свойств термоинтерфейсов, авторами не учитывается влияние различных включений на механические свойства материалов. В свою очередь, изменение механических характеристик при изменении концентрации частиц в термоинтерфейсах существенно влияет на эффективность термомонтажа электронных компонентов. Увеличение концентрации включений приводит к увеличению вязкости материалов, снижению адгезионных свойств, возникновению крупных образований включений, а также возникновению пористой структуры.

Снижение адгезионных свойств приводит к неспособности термоинтерфейса оптимально заполнять воздушные зазоры на поверхностях теплообмена. Неоднородности поверхности вызваны наличием микротрещин, которые заполнены воздухом, обладающим крайне низких коэффициентом теплопроводности.

Увеличение вязкости и возникновение пористой структуры снижает способность теплопроводящего материала к уменьшению теплового сопротивления, так как в отсутствие вакуумной откачки поры также заполняются воздухом.

Из вышесказанного можно сделать вывод о том, что при рассмотрении вопроса модификации термоинтерфейсов следует подходить к проблеме более комплексно, учитывая массив факторов.

В нашей работе разработаны методики создания теплопроводящих материалов и оценки их теплофизических характеристик, отвечающих требованиям современной электронной промышленности.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 23-19-00840)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Zhihao Zhang, Xuehui Wang, Yuying Yan** A review of the state-of-the-art in electronic cooling // e-Prime - Advances in Electrical Engineering, Electronics and Energy, Volume 1, 2021, 100009
2. **Standard Test Method for Thermal Transmission Properties of Thermally Conductive Electrical Insulation Materials** // URL: <https://www.astm.org/d5470-17.html>
3. **Метод определения теплопроводности и термического сопротивления при стационарном тепловом режиме** // ГОСТ 7076-99 Межгосударственный стандарт
4. **Zhenye Yuan, Haoqi Ma, Mohammed A. Hussien, and Yakai Feng** Development and Challenges of Thermal Interface Materials: A Review // Macromolecular Materials and Engineering, Volume306, Issue11

ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛООБМЕНА ДВУХФАЗНЫХ ПАРОГАЗОЖИДКОСТНЫХ ТЕЧЕНИЙ В ПЛОСКОМ МИКРОКАНАЛЕ

1. ВВЕДЕНИЕ

Работы, посвященные сдвиговым потокам локально нагретых жидкостных пленок в каналах, подтверждают их эффективность в отводе высоких тепловых потоков в микрочаналах. Величина отводимых тепловых потоков достигает более 1 кВт/см². Процессы, обеспечивающие такой высокий теплоотвод, включают испарение тонкой жидкой пленки, термокапиллярную конвекцию в тонкой жидкой пленке и кипение в пленке. Тонкие кольцевые жидкие пленки могут обеспечить очень высокие интенсивности теплообмена, особенно в микрорегионе около линии контакта трех фаз [1], и могут использоваться для охлаждения микроэлектронного оборудования.

Перспективным технологическим решением, позволяющим достигать высоких тепловых потоков и уменьшать объем и массу охлаждающего оборудования, является конфигурация, где тепло передается очень тонкой жидкой пленке, приводимой в движение за счет принудительного газового или парового/парогазового потока в микрочанале [2]. До настоящего времени был проведен ряд исследований, посвященных изучению этих процессов в микрочаналах с характерными размерами до 200 микрон [3].

Однако двухфазные потоки жидкость-газ с локальным выделением тепла в плоских микрочаналах менее 200 мкм, практически не изучены. Снижение высоты микрочанала может уменьшить среднюю толщину пленки, что может привести к усилению теплообмена в процессе испарения. Для понимания процессов теплообмена в микрочаналах необходимо знание реализуемых тепловых характеристик течений (тепловые потоки, коэффициенты теплоотдачи), а также перепада давления, который определяет характерную мощность прокачки теплоносителя. Понимание гидродинамических неустойчивостей, а также знание характерных перепадов давления в адиабатном случае даст понимание о характерных режимах течения, реализуемых и в условиях локального тепловыделения.

2. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКИ

Стенд представлял собой рабочий участок с микрочаналом (1) и системой контрольно измерительного оборудования. Рабочий участок состоял из инжекционного корпуса, напечатанного на 3D принтере ANYCUBIC® с использованием фотопо-

лимерной печати высокотемпературной акриловой смолой и двух стеклянных пластин плотно прижатых друг к другу. Первая пластина – сапфир с размерами 50×30×5 мм с напыленным пленочным нагревателем из оксида индий-олова (ИТО), вторая – боросиликатное оптическое стекло Borofloat®33 с размерами 70×30×5 мм и вытравленным с помощью фотолитографии вдоль всей длины канала высотой 51.2 мкм и шириной 10 мм.

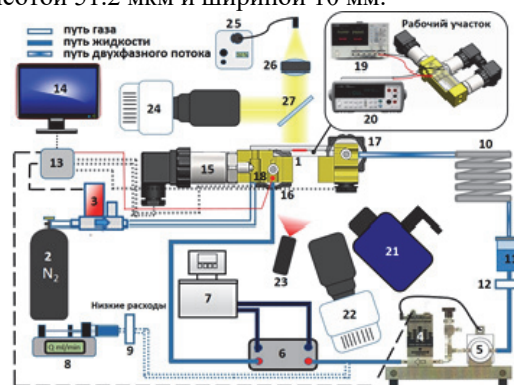


Рис. 1. Схема экспериментальной установки.

В качестве рабочей жидкости использовалась HFE-7100, в качестве газа – сухой азот. Газ подавался в канал из баллона (2) через регулятор расхода газа (3). Для подачи жидкости был создан замкнутый контур, массовый расход жидкости в котором контролировался с помощью регулятора расхода (4), который при изменении нагрузки в контуре мгновенно подавал сигнал на шестеренчатый насос (5) для поддержки заданного постоянного массового расхода жидкости. От регулятора (4) жидкость проходила через систему теплообменник (6)-термостат (7) для задания начальной температуры жидкости и далее в рабочий участок. На малых расходах, регулятор с шестеренчатым расходом заменялись на цифровой шприцевой насос (8) с шприцевым мембранным фильтром (9). После смешения и прохождения двухфазного потока по каналу смесь проходила через алюминиевый конденсатор-змеевик (10), где происходила конденсация паров жидкости. Конденсат собирался в емкость (11) с небольшим отверстием для выпуска газа азота. Далее, проходя через мембранный фильтр (12) с размером пор 5 мкм жидкость снова поступала в шестеренчатый насос. Для управления и считывания данных с регуляторов расхода газа (3) и жидкости (4) использовались контроллеры NI DAQ-mx USB-6001 и 9214 (13) которые были подключены к компьютеру (14).

Управление и считывание данных происходило в среде LABVIEW®. Контроллеры (13) считывали аналоговые сигналы с тензодатчиков давления (15,16,17) для контроля и определения перепада давления в канале и термопары (18) для контроля начальной температуры жидкости, подаваемой в канал. На нижней стенке канала, изготовленной из сапфира был напылён тонкопленочный прозрачный ИТО-нагреватель (из оксида индий олова), размером 10x10 мм². Нагрев осуществлялся подачей электричества на контакты нагревателя с помощью источника питания постоянного тока (19). Контроль сопротивления терморезистора, расположенного рядом с нагревателем, осуществлялся при помощи высокоточного мультиметра (20). Контроль средней температуры ИТО-нагревателя также осуществлялся при помощи ИК-камеры (21), Оптическая визуализация потока производилась с помощью двух методик. Первая – интерференционная [4], с использованием монохромного светодиода (23) с длиной волны 630 нм и высокоскоростной камеры Phantom® (22). Вторая – оптическая шлирен-система, которая состоит из высокоскоростной камеры Phantom® (24), источника освещения (25), линзы (26), 50/50 светоделительной пластины (27).

На рис.2. показаны разрывы плёнки жидкости на нагревателе в канале, сделанные при помощи шлирен-методики (а) и при помощи интерференционной методики (б).

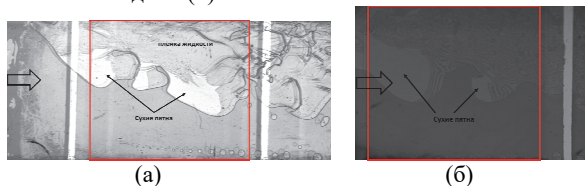


Рис.2. Шлирен изображение двухфазного потока (а) и интерференционное изображение двухфазного потока (б) при $q=5$ Вт/см², $G_g=0.08$ кг/м²с, $G_l=184,3$ кг/м²с

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

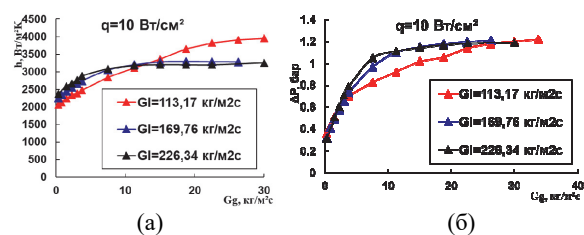


Рис.3. Коэффициент теплоотдачи в зависимости от массовой скорости газа для теплового потока $q=10$ Вт/см².

На рис.3а показана зависимость коэффициента теплоотдачи от массовой скорости газа при различных значениях массовой скорости жидкости, а на рис.3б показана зависимость перепада давления в канале от массовой скорости газа для $q=10$ Вт/см². Практически линейный рост в диапазоне G_g до 5 кг/м²с коэффициента теплоотдачи соответствует развитию потока пленка-газ вдоль ширины канала, что ведет к интенсификации теплообмена при испарении. Когда поток полностью развит по ширине при $G_g=7,5$ кг/м²с для $G_l=169,76$ и 226,34 кг/м²с

интенсивность испарения максимальна, и дальнейшая эволюция коэффициента теплоотдачи определяется только конвекцией жидкости, которая зависит от перепада давления в канале. Из рис.3б видно, что для кривых $G_l=169,76$ и 226,34 кг/м²с перепад давления практически не растет с увеличением G_g . Этот эффект вызван сжимаемостью парогазовой смеси. При $G_g=7,5$ кг/м²с интенсивность испарения в канале максимальна, и значения массовой скорости пара превышают значения массовой скорости газа так, что вклад G_g в рост перепада давления становится невелик. Конвекция жидкости определяется сдвиговым течением пленки жидкости под действием парогазового потока и напрямую зависит от перепада давления, поэтому коэффициент теплоотдачи не растет с ростом G_g . С увеличением массовой скорости жидкости «загиб» кривых происходит при меньших массовых скоростях газа из-за более раннего развития потока пленка-газ вдоль ширины канала за счет неустойчивости Саффмана-Тейлора на входе в канал, что ведет к более раннему увеличению парогазосодержания в канале.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведено экспериментальное исследование теплообмена в микроканале высотой 51,2 мкм и шириной 10 мм. Для нагрева использовался тонкопленочный ИТО нагреватель с размером 10x10 мм², непосредственно контактирующий с рабочей жидкостью, что минимизировало тепловые утечки. Для изучения теплообмена использовался ИК-метод через сапфировое окно, на которое напылялся нагреватель, а для визуализации применялся шлирен и интерференционный методы. Показано влияние массовой скорости газа на коэффициент теплоотдачи и перепад давления в канале и приведены механизмы эволюции коэффициента теплоотдачи с ростом массовой скорости газа.

Исследование выполнено при поддержке гранта РФФИ № 22-19-20090 (<https://rscf.ru/project/22-19-20090/>) и Правительства Новосибирской области, соглашение № р-13.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Potash Jr M., Wayner Jr P. C. Evaporation from a two-dimensional extended meniscus //Int. J. Heat Mass Transfer. 1972. Т.15. №.10. С.1851-1863.
2. Kabov O. A., Kuznetsov V. V., Legros J. C. Heat transfer and film dynamic in shear-driven liquid film cooling system of microelectronic equipment //Int.Conf. on Nanochannels, Microchannels, and Minichannels. 2004. Т.41642. С. 687-694.
3. Zaitsev D. V., Belosludtsev V.V., Ribatski. G., Kabov O.A. The Effect of Channel Height on Flow Boiling Heat Transfer and CHF in Flat Minichannels with Local Heating //Interfacial Phenomena and Heat Transfer. 2022. Т. 10. №. 3.
4. Kossolapov A., Phillips B., Bucci M. Can LED lights replace lasers for detailed investigations of boiling phenomena? //Int. J. Multiphase Flow. 2021. Т. 135. С. 103522.

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ ТЕЧЕНИЯ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА ПРИ СМЕШАННОЙ КОНВЕКЦИИ В НЕОДНОРОДНО ОБОГРЕВАЕМЫХ ТРУБАХ В ПОПЕРЕЧНОМ МАГНИТНОМ ПОЛЕ

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность изучения особенностей МГД-течений в обогреваемых каналах связана с перспективой использования жидких металлов (ЖМ) в качестве теплоносителя и источника трития в проектируемых blankets термоядерных реакторов, таких как ITER и DEMO [1]. Каналы в blanketе могут располагаться под различными углами относительно вектора силы тяжести. Особенностью течения ЖМ являются высокие неоднородные тепловые нагрузки, вызывающие силы плавучести, и воздействие мощных преимущественно поперечных магнитных полей.

Совместное воздействие сил плавучести и поперечного магнитного поля может привести к эффектам, несвойственным обычным электрически непроводящим жидкостям. Так относительно недавно экспериментально было обнаружено, что при определенных режимных параметрах течения ртути в вертикальных и горизонтальных каналах и трубах возникают квазипериодические anomalно высокие пульсации температуры ЖМ [2, 3]. Подобные низкочастотные ($\sim 10^{-1} - 10^0$ Гц) пульсации приводят к термонапряжениям в стенках канала, что создает угрозу прочности конструкции. Проведенные численные исследования [4, 5] методом DNS (direct numerical simulation), повторяющие режимные условия экспериментов [2, 3], подтвердили возникновение anomalно высоких пульсаций температуры, названных авторами магнитоконвективными пульсациями (МКП), в определенном диапазоне чисел Рейнольдса (Re), Грасгофа (Gr_q) и Гартмана (Ha).

Результаты расчетов пульсаций температуры авторами [4] показали хорошее согласование с экспериментальными данными в ядре потока, но значительно худшее соответствие около стенки трубы. Следует отметить, что в расчетах [4] свойства стенки трубы не учитывались, а граничные условия для электрического потенциала ставились на внутренней поверхности стенки, что соответствует электрически изолированной стенке. В то же время, эксперименты [2, 3] проводились на стальных трубах без какой-либо внутренней электроизоляции. Однако известно, что при периодическом демонтаже опытных участков [2, 3] на внутренней поверхности труб обнаруживался слой загрязнений, обладающий, вероятно, заметным электрическим сопротивлением. Химический состав загрязнений и величина контактного электрического сопротивления в настоящее время неизвестны. Это обуславливает актуальность исследований влияния

контактного электрического сопротивления на внутренней поверхности трубы, а также других факторов (условий на входе в трубу, способов обогрева) на возникновение anomalно высоких пульсаций температуры.

Для моделирования пульсаций температуры и скорости необходимо использовать вихре разрешающие методы DNS или LES (large eddy simulation). Использование метода DNS для сопряженной со стенкой постановки задачи осложнено разрывами физических свойств моделируемых сред на межфазной поверхности «жидкость–стенка», а также на поверхностях контакта между слоями различных твердых сред. Поэтому в данной работе в качестве метода исследования выбран метод LES с вычислением подсеточной турбулентной вязкости согласно модели CSM, предложенной в [6]. Моделирование выполнено с помощью авторского CFD кода ANES [7]. Данная работа является продолжением исследований авторов [8], где подробно изучено опускное течение ртути в поперечном магнитном поле с числом Гартмана равным 300.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Рассматривается течение ртути в вертикальной (опускное течение) и горизонтальной стальных трубах с неоднородным обогревом под воздействием поперечного магнитного поля. Труба имеет диаметр $D = 19$ мм и толщину стенки 0,5 мм, что соответствует параметрам экспериментальной установки [2]. Обогрев рабочего участка производился с помощью накладного нагревателя, который охватывал половину внешней поверхности трубы по углу и поддерживал постоянную плотность теплового потока на внутренней поверхности (рис. 1). Горизонтальная труба обогревалась снизу. Неогреваемые поверхности труб считались адiabатными.

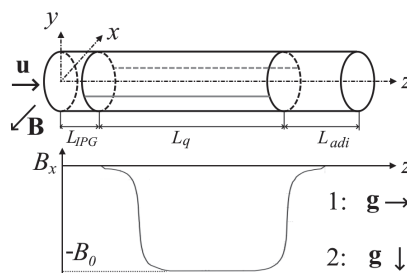


Рис. 1. Схема расчетной области и эпюра x -компоненты вектора магнитной индукции; направление вектора ускорения свободного падения: 1 – вертикальная труба; 2 – горизонтальная труба.

В качестве альтернативного варианта обогрева рассматривался также режим с внутренним источником тепла q_v , изменяющимся по экспоненциальному закону в зависимости от координаты y .

Параметры моделируемых режимов: $Re = 10\,000$; $Gr_q = 4,4 \cdot 10^7 - 12 \cdot 10^7$; $Na = 0 - 1000$; $Pr = 0,024$. Числа подобия определены по диаметру трубы, число Грасгофа определено по средней плотности теплового потока по углу.

Расчетная область вдоль оси трубы разбивается на три участка: генератор входной турбулентности (IPG), длиной $L_{IPG} = 5D$, рабочий участок, включающий зону нагрева и зону действия магнитного поля ($L_q = 45D$) и адиабатный участок ($L_{adi} = 13D$). Вектор индукции магнитного поля \mathbf{B} направлен в противоположном направлении оси x . Эпюра B_x показана в нижней части рис. 1.

Математическое описание задачи включало уравнения сохранения массы, импульса и энергии, при условии постоянных свойств жидкости, стенки и слоя загрязнений. Учет сил плавучести моделировался в приближении Буссинеска. Для вычисления силы Лоренца использовано безындукционное приближение, включающие уравнение Пуассона для электрического потенциала.

Задача решалась в сопряженной со стенкой постановке, моделирование пленки загрязнений проводилось путем выделения внутри твердой стенки тонкой области толщиной δ_r . Электропроводность пленки σ_r , определялась заданием коэффициента контактного сопротивления $k_r = \delta_r \sigma_r / (0,5D \sigma_r)$, (σ – электропроводность ртути). Расчеты проводились с различными величинами k_r : 0, 10, 30, 90, 1000, 10^7 .

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Полученные результаты отражают существенное влияние контактного электрического сопротивления «жидкость – стенка» на генерацию аномально высоких пульсаций температуры и скорости.

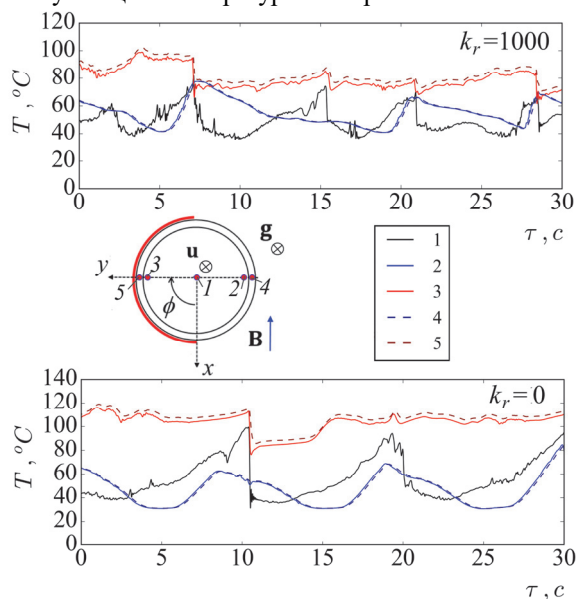


Рис. 2. Пульсации температуры во времени в пяти точках контрольного сечения $z=84$ для $k_r = 0$ и 1000.

В качестве примера на рис.2 показаны пульса-

ции температуры при опускном течении ртути в вертикальной трубе при поверхностном обогреве для $k_r = 0, 1000$; $Gr_q = 6 \cdot 10^7$ и $Na = 150$.

Хорошо видно, что пульсации температуры в случае изолированной стенки ($k_r = 1000$) значительно отличаются по частоте и амплитуде от пульсаций, возникающих в случае чистой стенки ($k_r = 0$).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты расчетов выявили существенную зависимость структуры течения от величины контактного сопротивления пленки загрязнений, как для вертикальной, так и горизонтальной труб.

В докладе обсуждаются причины выявленных эффектов, а также влияние на неустойчивость течения таких факторов как способ обогрева трубы, степень возмущенности входящего турбулентного потока, переменность магнитного поля на начальном участке трубы.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ в рамках государственного задания № FSWF-2023-0017 (Соглашение № 075-03-2023-383 от 18.01.2023) в сфере научной деятельности на 2023–25 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Smolentsev S.** Physical Background, Computations and Practical Issues of the Magnetohydrodynamic Pressure Drop in a Fusion Liquid Metal Blanket // *Fluids*. 2021. Vol. 6. P. 110.
2. **Experimental** investigation of MHD heat transfer in a vertical round tube affected by transverse magnetic field / I.A. Melnikov, E.V. Sviridov, V.G. Sviridov and N.G. Razuvanov // *Fusion Engineering and Design*. 2016. No 112. P. 505 – 512.
3. **Temperature** fluctuations in a liquid metal MHD-flow in a horizontal inhomogeneously heated tube / I.A. Belyaev, Yu. P. Ivochkin, Ya. Listratov, et al. // *High Temperature*. 2015. Vol. 53. No 5. P. 734 – 741.
4. **Zikanov O., Listratov Y.** Numerical investigation of MHD heat transfer in a vertical round tube affected by transverse magnetic field // *Fusion Engineering and Design*. 2016. No 113. P. 151 – 161.
5. **Mixed** convection in pipe and duct flows with strong magnetic fields / O. Zikanov, Y. Listratov, I. Belyaev, et al. // *Appl. Mech. Rev.* Jan 2021. 73(1): 010801.
6. **Kobayashi H.** The subgrid-scale models based on coherent structures for rotating homogeneous turbulence and turbulent channel flow // *Phys. Fluids*. 2005. 17. 045104. doi:10.1063/1.1874212.
7. **Код ANES.** URL: <http://anes.ch12655.tmweb.ru>.
8. **Numerical** investigation of the effect of the wall properties on downward mercury flow and temperature fluctuations in a vertical heated pipe under a transverse magnetic field / V.I. Artemov, M.V. Makarov, G.G. Yankov, K.B. Minko // *Int. J. Heat Mass Transfer*. 2024. Vol. 218. 124746.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАКРУЧЕННОЙ СТРУИ НЕСМЕШИВАЮЩИХСЯ ЖИДКОСТЕЙ

ВВЕДЕНИЕ

Аэрозоли встречаются повсеместно и находят применение во многих отраслях. Для подачи топливных смесей в камеры сгорания применяются форсунки, эффективность которых зависит от свойств полученного аэрозоля: от характеристик капель, образующихся в процессе распыления, зависит их дальнейшее рассеивание, испарение и смешивание паров топлива с воздухом.[1]

Добавление экологически чистых примесей (воды) в топливо в последние годы представляет особый интерес [2], поскольку наличие еще одной фазы может повлиять на эффективность сжигания топлива.

В данной работе приведены результаты численного моделирования распыла двух несмешивающихся жидкостей в форсунке с двумя подводными каналами. Цель данного исследования – изучение образующихся структур, режимов истечения капель и их дисперсности.

2. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

2.1. Решаемые уравнения

Моделирование основано на численном решении уравнений Навье-Стокса для несжимаемой жидкости:

$$\frac{\partial u_k}{\partial x_k} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \frac{f_\sigma}{\rho} \quad (2)$$

где u_i , x_i – компоненты скорости и координаты, p – поле давления, ρ – плотность, $\tau_{ij} = \nu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$, ν – кинематическая вязкость. Сила поверхностного натяжения $f_\sigma = (\sigma_1 \kappa_1 + \sigma_2 \kappa_2 + \sigma_3 \kappa_3) \delta_s n_s$, $\kappa_m = -\nabla n_s$ – кривизна поверхности, $n_s = \frac{\nabla \alpha_m}{|\nabla \alpha_m|}$ – нормаль к поверхности, σ_m – коэффициент поверхностного натяжения m -ой фазы. Функция распределения Дирака δ_s не равна нулю только на межфазной поверхности.

Уравнения решались с помощью кода Basilisk с применением метода аппроксимации свободной поверхности VOF (volume of fluid), задаваемой уравнениями:

$$\frac{\partial \alpha_m}{\partial t} + u_k \frac{\partial \alpha_m}{\partial x_k} = 0 \quad (3)$$

где α_m – объемная доля m -ой фазы ($m = 1, 2$). Тогда локальная плотность и динамическая вязкость определяются уравнениями:

$$\rho = \alpha_1 \rho_1 + \alpha_2 \rho_2 + (1 - \alpha_1 - \alpha_2) \rho_3 \quad (4)$$

$$\mu = \alpha_1 \mu_1 + \alpha_2 \mu_2 + (1 - \alpha_1 - \alpha_2) \mu_3 \quad (5)$$

2.2. Описание расчетной области

Расчетная область представляла собой куб со стороной 21,45 мм. Внутри расчетной области расположена центробежная форсунка с диаметрами подводных каналов по 1,5 мм, с помощью которых внутрь форсунки подавались вода и масло плотностями 1000 кг/м^3 и 800 кг/м^3 и динамическими вязкостями $10^{-3} \text{ кг/м} \cdot \text{с}$ и $1,5 \cdot 10^{-3} \text{ кг/м} \cdot \text{с}$ соответственно. После приведения во вращательное движение происходило истечение через сопло диаметром 0,8 мм.

Входные скорости составляли 4, 5 и 6 м/с. При истечении число Рейнольдса было порядка 10^4 .

Размер локальной ячейки адаптируется на основе оценки ошибок дискретизации расчетных величин. Оценка ошибки дискретизации достигается посредством вейвлет-преобразования. Минимальный размер ячейки контролировался максимальным уровнем детализации. Так, минимальный размер ячейки составлял 0,04 мм.

На рисунке 1 представлен внешний вид форсунки, расположенной в расчетной области.

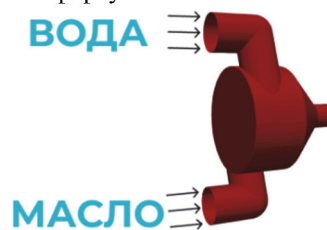


Рис. 1. Внешний вид форсунки, расположенной в расчетной области

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

3.1. Визуализация расчетов

На рисунке 2 представлено распределение фаз по объемным долям. Видно, что уже на этапе приведения в вихревое движение внутри форсунки происходит каплеобразование, что влияет на дальнейший паттерн истечения струи. Также уже на этом этапе проявляются различные типы неустойчивостей (Кельвина-Гельмгольца и пр.).

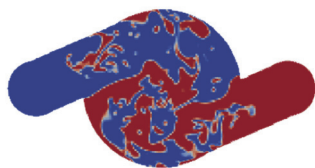


Рис. 2. Распределение фаз внутри закручивающей камеры. Синим цветом обозначена вода. Красным – масло.

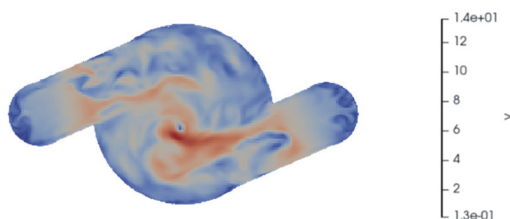


Рис. 3. Поле скорости внутри закручивающей камеры
После приведения во вращательное движение происходило совместное истечение масла и воды. Факел распыла представлен на рисунке 4.



Рис 4. Визуализация истечения из форсунки во внешнюю область. Голубым цветом обозначена вода, белым – масло

3.2. Сравнение результатов с одножидкостным случаем

Для сравнения также был проведен расчет с одной жидкостью – маслом тех же параметров, что и в двухжидкостном случае. Такое сравнение позволяет судить об эффективности добавления воды.

На рисунке 5 представлены визуализации истечения одно- и двухжидкостных струй для скорости подачи 5 м/с .

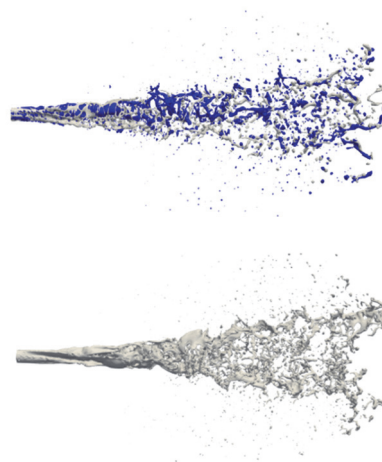


Рис. 5. Визуализация истечения струй. Сверху – двухжидкостный случай (синее – вода, белое – масло); снизу – одножидкостный случай

Выяснено, что в одножидкостном случае капли масла в среднем более крупные, чем в двухжидкостном.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате моделирования получено качественное описание взаимодействия двух несмешивающихся жидкостей, а также распределение по размерам капель внутри расчетной области. Проведено сравнение с истечением одножидкостной струи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Zhang B., Popinet S., Ling Y.** Modeling and detailed numerical simulation of the primary breakup of a gasoline surrogate jet under non-evaporative operating conditions //International Journal of Multiphase Flow. – 2020. – Т. 130. – С. 103362.
2. **Antonov D. V., Volkov R. S., Strizhak P. A.** An explosive disintegration of heated fuel droplets with adding water //Chemical Engineering Research and Design. – 2018. – Т. 140. – С. 292-307.
3. **Popinet S.** An accurate adaptive solver for surface-tension-driven interfacial flows //Journal of Computational Physics. – 2009. – Т. 228. – №. 16. – С. 5838-5866.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (код проекта 23-29-00507)

ПРИМЕНЕНИЕ МОДИФИЦИРОВАННЫХ УРАВНЕНИЙ НАВЬЕ-СТОКСА ДЛЯ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ О ПОТЕРЕ УСТОЙЧИВОСТИ ВЯЗКОГО ТЕЧЕНИЯ ПУАЗЕЙЛЯ

ВВЕДЕНИЕ

Математическая модель движения вязкой несжимаемой жидкости, основанная на уравнениях Навье-Стокса не является вполне успешной. Она не может адекватно описать реальный поток жидкости, характерной особенностью которого является пространственно-временная неустойчивость. Это привело к возникновению парадоксов моделирования течений вязкой жидкости [1]. Открытой проблемой математического анализа является определение того, существуют ли гладкие, физически обоснованные решения в трех пространственных измерениях [2]. Кроме того, ключевой проблемой механики жидкости и газа является получение решений уравнений Навье-Стокса, удовлетворяющих условиям прилипания жидкости к поверхности. Точных решений, удовлетворяющих этому условию, получено крайне мало. Они не выявляют нелинейных эффектов [3]. Эта проблема тесно связана с пониманием природы вязкости.

Более точные нелинейные уравнения для солидидального поля скоростей могут получены путем учета малой диссипации, обусловленной неупругими столкновениями, в трехмерных уравнениях Навье-Стокса. Принцип несжимаемости жидкости не нарушается. Практическое использование этих уравнений должно быть проверено на хорошо экспериментально исследованных течениях вязкой несжимаемой жидкости.

2. МОДИФИКАЦИЯ УРАВНЕНИЙ НАВЬЕ-СТОКСА

$$\vec{u}(t, \vec{r}) = \exp(-\alpha \cdot x) \cdot v(z) \cdot \vec{e}_x, \quad (1)$$

где α — малый параметр диссипации: $\alpha \ll 1$. Тогда $\text{div}(\vec{u}(t, \vec{r})) \approx -\alpha \cdot v(z)$, т.к. $\exp(-\alpha \cdot x) \approx 1$. Согласно [4] условием несжимаемости жидкости для скорости $\vec{u}(t, \vec{r})$ является

$$|\text{div}(\vec{u}(t, \vec{r}))| \ll \frac{U}{L}, \quad (2)$$

где L — масштаб расстояний, на которых $\vec{v}(t, \vec{r})$ незначительно изменяется на расстояниях, меньших по сравнению с L , U — величина изменений $|\vec{v}(t, \vec{r})|$. Тогда условие несжимаемости для $\vec{u}(t, \vec{r})$ выполнено, если $|\alpha \cdot v(z)| \ll \frac{U}{L}$, т.е. α достаточно малое.

Рассмотрим уравнения Навье-Стокса для сжимаемой жидкости в

$$\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \rho \cdot (\vec{u} \cdot \nabla) \cdot \vec{u} = -\nabla p + \eta \cdot \Delta \vec{u} + \eta_1 \cdot \nabla \text{div}(\vec{u}), \quad \eta_1 = \zeta + \eta/3, \quad (3)$$

где p — давление жидкости, η — динамическая вязкость, η_1 — вторая вязкость, которая имеет место при объемной деформации (сжимаемости) жидкости и приводит к диссипации механической энергии.

Подставим (1) в это уравнение и исключим все слагаемые высокого порядка малости, то есть те, в которых присутствуют множители α^2 и $\eta_1 \cdot \alpha$. Поскольку условие несжимаемости выполнено, мы получим уравнение движения для несжимаемой жидкости в виде

$$\frac{\partial v}{\partial t} - \rho \cdot \alpha \cdot v^2 = -\frac{\partial p}{\partial x} + \eta \cdot \frac{\partial^2 v}{\partial z^2}. \quad (4)$$

Полученный результат может быть подтвержден для получения решений уравнений Навье-Стокса в общем случае.

3. ТЕЧЕНИЕ ПУАЗЕЙЛЯ

Рассмотрим стационарное плоское течение вязкой несжимаемой жидкости в слое между твердыми неподвижными границами [4] под действием разности давлений P_1 и P_2 по краям (рис. 1).

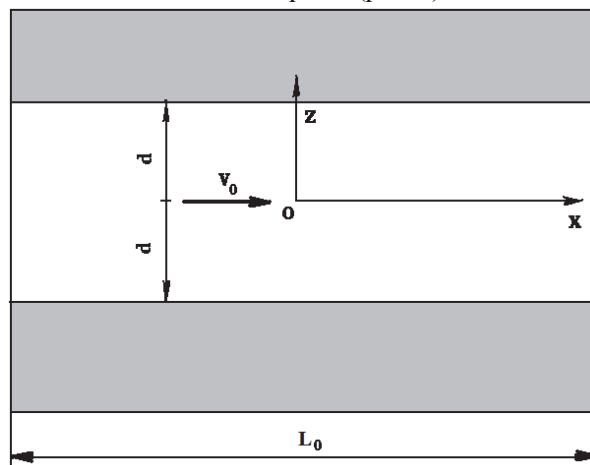


Рис. 1. Геометрия течения Пуазейля.

Толщина слоя равна $2d$, длина равна L_0 . v_0 — скорость жидкости в середине слоя. Давление определяется по формуле

$$p(x) = P_1 - K_0 \cdot x, \quad K_0 = -\frac{dp}{dx} = \frac{P_1 - P_2}{L_0}. \quad (5)$$

Обозначим

$$\gamma = \frac{\alpha}{\kappa}, \quad \kappa = \frac{\eta}{\rho}, \quad K = \frac{K_0}{\rho \cdot \kappa} = \frac{K_0}{\eta}. \quad (6)$$

В силу стационарности течения для решения задачи используем стационарное уравнение (4):

$$\frac{d^2 v(z)}{dz^2} = -K - \gamma \cdot v(z)^2, \quad (7)$$

с граничными условиями прилипания жидкости к твердым границам

$$v(\pm d) = 0. \quad (8)$$

Ищем решение уравнений в виде

$$v(z) = \sum_{n=0}^{\infty} a_n \cdot \left(\frac{z}{d}\right)^{2n}, \quad (9)$$

где a_n — неизвестные постоянные значения.

Определим эти постоянные при упрощающем задании предположении

$$|a_1| \gg |a_n|, \quad n = 2, 3, \dots \quad (10)$$

Для выполнения граничного условия используем приближенное выражение

$$v(z) \approx a_0 + a_1 \cdot \left(\frac{z}{d}\right)^2. \quad (11)$$

Определим величины

$$a_0 = v_0 = \frac{K \cdot d^2}{2}, \quad Re = \frac{v_0 \cdot d}{\kappa}, \quad L_\alpha = \frac{1}{\alpha}, \quad Re_c = \frac{L_\alpha}{d},$$

$$\beta = \gamma \cdot d^2 \cdot v_0 = \frac{d}{L_\alpha} \cdot \frac{v_0 \cdot d}{\kappa} = \frac{Re}{Re_c}, \quad (12)$$

где Re — число Рейнольдса, Re_c — критическое число Рейнольдса.

В результате получим

$$a_1 = -v_0, \quad a_2 = \frac{\beta}{3} \cdot v_0, \quad a_3 = -\left(\frac{\beta^2}{30} + \frac{\beta}{20}\right) \cdot v_0,$$

$$a_4 = \left(\frac{\beta^3}{630} + \frac{23\beta^2}{1260}\right) v_0, \dots \quad (13)$$

Условие (10) выполнено при $\beta \ll 1$.

Если $z = \pm d$, мы получим знакопеременный ряд Лейбница, члены которого монотонно уменьшаются и стремятся к нулю:

$$|a_{n+1}| = \frac{\gamma \cdot d^2}{2 \cdot n \cdot (2n+1)} \cdot |\sum_{i=0}^n a_i \cdot a_{n-i}| <$$

$$< \frac{\beta \cdot v_0 \cdot (n+1)}{2 \cdot n \cdot (2n+1)} = c_n \rightarrow 0 \quad \text{при } n \rightarrow \infty. \quad (14)$$

Поэтому степенной ряд (9) сходится, по крайней мере, для $\beta \ll 1$ и $z \in [-d, d]$ в соответствии с критерием Лейбница.

Оценим α на основе экспериментальных данных. Возьмем $Re_c = 1000$ [5], $d = 10$ см. Тогда

$$\alpha = \frac{1}{1000 \cdot 10} \approx 1,0 \cdot 10^{-4} \text{ см}^{-1} \ll 1. \quad (15)$$

Покажем, как параметр β определяет отделение пограничного слоя от поверхностей с координатами $z = \pm d$, показанными на рис. 1.

При наличии возвратного течения жидкости, положение минимума функции $v(z)$ находится в области ее отрицательных значений. Точка нахождения этого минимума z_0 определяется по формуле

$$\frac{dv(z)}{dz} = 0. \quad (16)$$

Для упрощения расчетов для качественного анализа используем приближенное выражение для $v(z)$

$$v(z) \approx v_0 \cdot \left[1 - \left(\frac{z}{d}\right)^2 + \frac{\beta}{3} \cdot \left(\frac{z}{d}\right)^4\right]. \quad (17)$$

Это выражение удовлетворяет граничному условию $v(\pm d) = 0$ с достаточной точностью, если $\beta \ll 1$.

Из (16) получаем

$$z_0 = \pm d \cdot \sqrt{\frac{3}{2 \cdot \beta}} \approx \pm d \cdot \sqrt{\frac{Re_c}{Re}} \quad (18)$$

Если $Re < Re_c$, мы получаем $z_0 \notin [-d, d]$. Возвратное течение не наблюдается. При $Re = Re_c$ возвратное течение появляется в точках $z = \pm d$. Если $Re > Re_c$, возвратное течение занимает большое пространство, и положение минимума $v(z)$ находится в точке $z_0 \in [-d, d]$ (рис. 2).

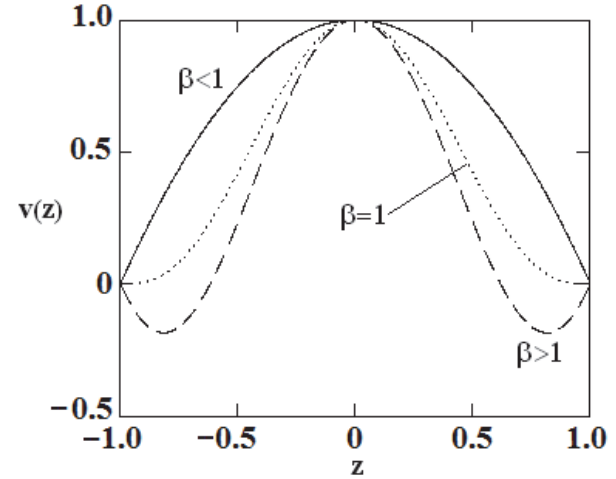


Рис. 2. Пространственное распределение скорости течения Пуазейля.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Модифицированные уравнения Навье-Стокса хорошо объясняют развитие гидродинамической неустойчивости в течении Пуазейля, которая заключается в спонтанном возникновении и нарастании новых, изначально отсутствующих потоков в ламинарном течении жидкости, что приводит к нарушению симметрии течения при приближении числа Рейнольдса к критическому значению [3].

Формула для оценки критического числа Рейнольдса объясняет нарушение симметрии течения Пуазейля при увеличении гидравлического диаметра трубы (расстояния между твердыми границами). При увеличении этого диаметра число Рейнольдса растет, а критическое число Рейнольдса падает.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гольдштик М.А., Штерн В.Н., Яворский Н.И. Вязкие течения с парадоксальными свойствами. Новосибирск, Наука. Сибирское отделение. 1989.
2. Fefferman, C. H., Existence and smoothness of the Navier—Stokes equation, Cambridge, MA, 2000, pp.1-5.
3. Ладыженская О.А. Математические вопросы динамики вязкой несжимаемой жидкости. М.: Наука. 1970. 287 с.
4. Batchelor, G. K., An introduction to fluid dynamics, Cambridge: Cambridge University Press, 2000.
5. Хагунцева О.Н. Определение критического числа Рейнольдса ламинарно-турбулентного перехода в плоской задаче Пуазейля на основе метода «разрывных функций». Труды МАИ. 2019. Выпуск № 108.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТВС С ТРУБЧАТЫМИ ТВЭЛАМИ НА ОСНОВЕ ИССЛЕДОВАНИЙ НА ОДНОСТЕРЖНЕВОЙ ЭЛЕКТРООБОГРЕВАЕМОЙ МОДЕЛИ ТРУБЧАТОГО ТВЭЛА.

ВВЕДЕНИЕ

В докладе представлены результаты анализа существующих схем тепловыделяющих сборок (далее - ТВС) реакторной установки (далее - РУ) с точки зрения повышения энергонапряжённости РУ и повышения её безопасности.

Показано, что основным недостатком ТВС со стержневыми ТВЭлами заключается в достаточно низких значениях удельной объёмной мощности РУ (ТВС) и в высоких значениях температур в центре ТВЭла. Максимальная температура ТВЭла в нормальных условиях эксплуатации может достигать $2000 \div 2200$ °С. Любое ухудшение теплосъёма может привести к недопустимо высокой температуре топлива и соответственно, к аварийной ситуации.

СХЕМА ТВС

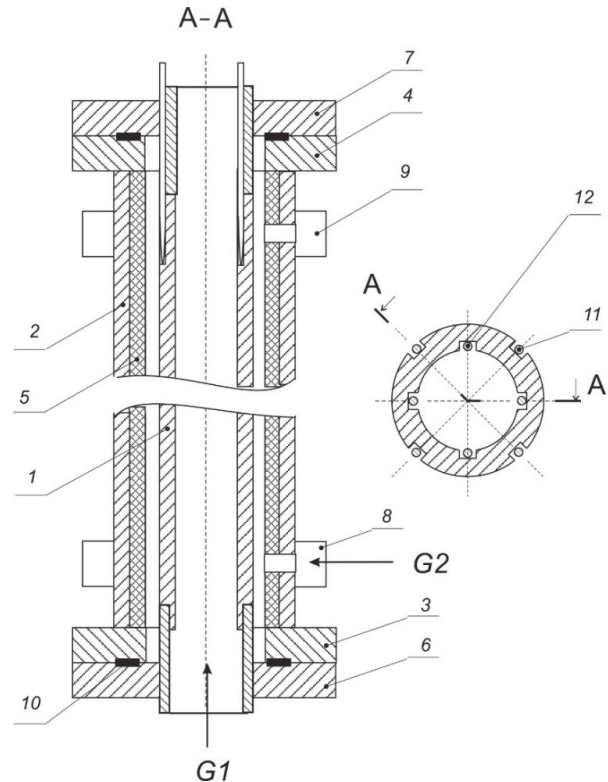
В докладе рассмотрена схема ТВС, в ТВЭлах которой теплосъём осуществляется как с выпуклой поверхности (как в ТВЭлах стержневого типа), так и с вогнутой теплоотдающей поверхности. Для обеспечения теплосъёма с вогнутой поверхности ТВЭлы выполняются полыми, в частности — трубчатыми.

В этом случае повышение энергонапряжённости и снижение максимальной температуры топлива достигается за счёт:

1. Увеличения поверхности теплосъёма — теплосъём осуществляется как с наружной (выпуклой), так и с внутренней (вогнутой) теплоотдающих поверхностей.
2. Образования тепловых обратных связей между выпуклой и вогнутой теплоотдающими поверхностями. Любое ухудшение теплосъёма на одной из поверхностей приведёт к перераспределению тепловых потоков, смещению максимума теплового потока к одной из поверхностей, улучшению тепловой обстановки на поверхности, где ухудшились условия теплосъёма.

В докладе представлен вариант имитатора трубчатого ТВЭла, предназначенного для проведения теплогидравлических исследований, показанный на рисунке.

Имитатор ТВЭла с двухсторонним теплосъёмом, предназначен для проведения исследований по определению запасов до кризиса теплоотдачи для ТВЭла РУ, в котором омывание теплоносителем и теплоотдача осуществляются как с внешней выпуклой, так и с внутренней вогнутой поверхности.



Цифрами обозначены:

1. Труба (нержавеющая сталь), внутренний диаметр около 8 мм, обогреваемая длина около 1000 мм, толщина стенки около 2 мм.
 2. Корпус.
 3. Фланец нижний.
 4. Фланец верхний.
 5. Электроизолятор (керамика).
 6. Нижний токоподвод (медь).
 7. Верхний токоподвод (медь).
 8. Коллектор нижний (вход теплоносителя G_2 в кольцевой зазор).
 9. Коллектор верхний. (выход теплоносителя G_2)
 10. Узел герметизации (верхний и нижний).
 11. Термопары на внешней выпуклой поверхности трубы 1 (термопары 4 шт. диаметром 0,3 – 0,5 мм уложены в продольные пазы и загерметизированы припоем).
 12. Термопары на вогнутой внутренней поверхности трубы 1 (термопары 4шт. диаметром 0,3 – 0,5 мм уложены в продольные пазы и загерметизированы припоем).
- G_1 – вход теплоносителя в трубу 1. Длина пазов на трубе 1 около 5-10 мм. На медной части трубы

выполнены пазы глубиной около 1 мм. Термопары кабельные ХА

G₂ - вход теплоносителя в кольцевой зазор через коллектор нижний 8.

Выполнена оценка запасов до кризиса теплоотдачи в ТВС с трубчатыми твэлами. Показано, что запасы до кризиса более чем в два раза выше запасов до кризиса обычных стержневых твэлов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.

1. **Кузма-Китча Ю.А.** Методы интенсификации теплообмена. М.: Издательство МЭИ, 1994.
2. **Болтенко Э.А.** Кризис теплоотдачи и распределение жидкости в парогенерирующих каналах. М.: Радуга, 2015.

3. **Патент** России 2220464 МПК³ G21C3/00, Тепловыделяющая сборка / Блинков В.Н., Болтенко Э.А // Заявка №2002104121, от 20.02.2002, опубликовано 2003. Бюл. №36.
4. **Патент** РФ на изобретение 2680175 С1 МПК³ F28F13/12. Способ повышения теплосъёма на выпуклых теплоотдающих поверхностях теплопередающих устройств и устройство для его осуществления / Болтенко Э.А // Заявка №2016142832/28, от 31.10.2016, опубликовано 03.05.2018, Бюл. №13 / Опубликовано 18.02.2019. Бюл. №5.
5. **Патент** России 2794744 МПК³ G21C3/00(2006.01). Способ повышения критических тепловых потоков в тепловыделяющей сборке с трубчатыми твэлами / Блинков В.Н, Болтенко Э.А. // Заявка №202211274, от 04.05.2022, опубликовано 24.09.2023. Бюл. №12.

Секция 2

Физика плазмы и плазменные технологии

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СЛАБОТОЧНОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО РАЗРЯДА В ЖИДКОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

Если электрический разряд в газе сравнительно хорошо изучен в самых разнообразных аспектах, то аналогичное явление в жидкости остается непонятным в своих основных деталях. В частности, общеизвестно, что в электрическом разряде возникает газовая фаза, однако что первично – разряд или возникновение пузырей – до сих пор неясно [1].

В данной работе исследуются некоторые динамические характеристики квазистационарного электрического разряда в жидкости и проводится их сопоставление с аналогичным разрядом в газе.

1. ИССЛЕДУЕМЫЙ РАЗРЯД

Подробно используемая экспериментальная установка описана в [2]. Используется источник выпрямленного напряжения до 30 кВ; в масле И-40А помещены электроды из меди, покрытой хлоридом цинка; расстояние между электродами 1 мм.

В подобных условиях в жидкости наблюдается квазистационарный электрический разряд, спектр излучения которого показан на рис. 1.

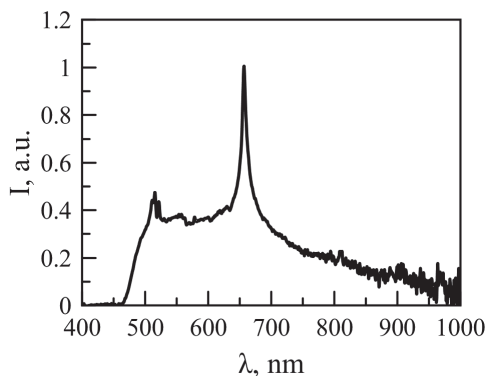


Рис. 1. Спектр излучения электрического разряда в масле И-40А.

Как видно, спектр преимущественно состоит из спектра люминесценции масла И-40А, на который накладываются линии хлора и водорода. Достаточно примечательно, что спектр не содержит линий либо полос излучения прочих элементов масла. Анализ дискретного спектра помог бы установить параметры излучающей плазмы в газовой фазе, однако в данном случае подобная диагностика оказывается невозможной.

В работе проводилась зондовая диагностика: в жидкость помещались электроды А и В. Электрод А располагался либо непосредственно над областью электрического разряда – в области, куда

поднимаются образовавшиеся в области разряда пузыри, либо несколько в стороне от нее, на расстоянии 1 см; электрод В был погружен в жидкость вдали от разрядной области.

Проводилась скоростная видеосъемка процесса со скоростью 1000 кадров в секунду; анализировалась интенсивность излучения электрического разряда в зависимости от времени.

2. ДИНАМИКА РАЗНОСТИ ПОТЕНЦИАЛОВ

Зависимость от времени разности потенциалов между электродами А и В показана на рис. 2 для двух случаев размещения электрода А.

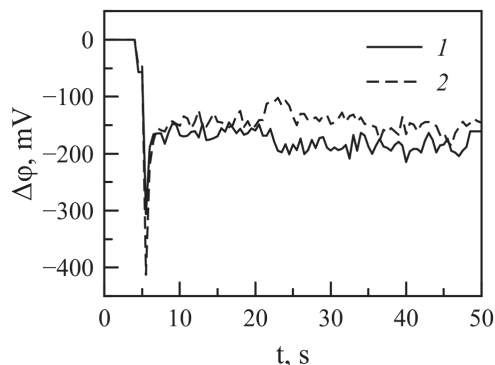


Рис. 2. Разность потенциалов между электродами А и В. 1 – электрод А над разрядной областью, 2 – электрод А в стороне от нее.

Можно было бы ожидать, что пузыри, поднимающиеся от разрядной области, будут нести на себе избыточный заряд, что скажется на измеряемом значении $\Delta\phi$. Данными рис. 2 это предположение подтверждается не вполне; в действительности, в некоторых экспериментах разница между кривыми 1 и 2 еще меньше, чем на рис. 2.

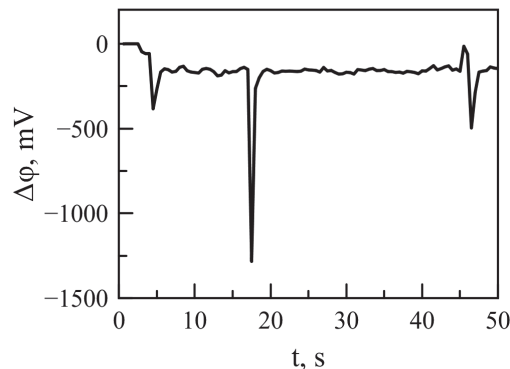


Рис. 3. Разность потенциалов между электродом А над областью разряда и электродом В.

С другой стороны, иногда над разрядной областью регистрируются существенно более резкие изменения потенциала, см. рис. 3. Подобные изменения случаются редко; однако и не каждый всплывающий пузырь касается электрода. В целом, этот вопрос заслуживает дальнейшего изучения.

3. ДИНАМИКА ИЗЛУЧЕНИЯ РАЗРЯДА

Интенсивность излучения разряда определялась по кадрам скоростной съемки. Излучение разряда состоит из отдельных вспышек, которые вполне удается различать на скорости 1000 кадров/с, см. рис. 4, т.е. время между вспышками ~ 1 мс.

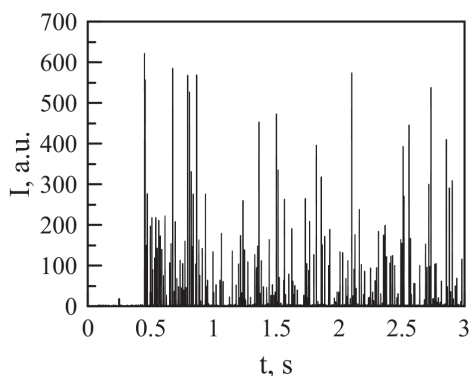


Рис. 4. Динамика интенсивности излучения электрического разряда в масле И-40А.

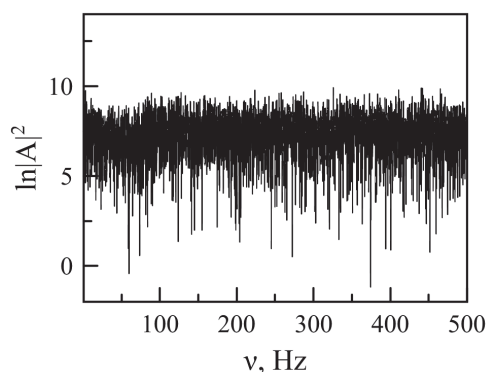


Рис. 5. Фурье-спектр излучения разряда в масле.

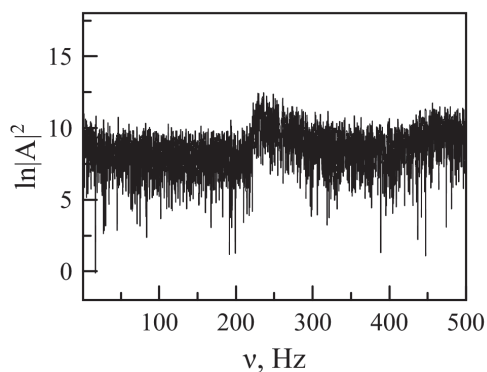


Рис. 6. Фурье-спектр излучения разряда в воздухе.

Излучение электрического разряда в воздухе в аналогичной конфигурации, т.е. при извлечении электродов из масла, происходит схожим образом –

в виде отдельных вспышек.

Интересно сопоставление частотных характеристик наблюдаемого излучения. На рис. 5 показано преобразование Фурье для разряда в масле, на рис. 6 – для разряда в воздухе. Если динамика возникновения разрядов в воздухе имеет характерные частоты, связанные, вероятно, с особенностями используемого генератора напряжения, то излучение разряда в масле весьма похоже на «белый шум»: интенсивность разрядов на всех рассмотренных частотах почти одинакова.

Этот же вывод подтверждается при анализе корреляционного интеграла для интенсивности излучения электрического разряда в масле, рис. 7.

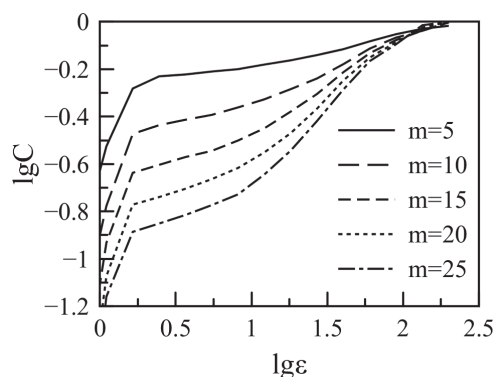


Рис. 7. Корреляционный интеграл для излучения разряда в масле.

Корреляционный интеграл позволяет выявлять типы нерегулярного поведения для весьма сложных систем; например, в [3] он применялся для анализа переключающейся перемежаемости. Как видно из рис. 7, для сколь-либо заметной интенсивности излучения (где $\varepsilon \sim 10$) стабилизации наклона с ростом размерности вложения m нет: это говорит о том, что сигнал имеет случайную природу. Несколько необычно, что для малой интенсивности излучения ($\varepsilon \sim 1$) сигнал детерминирован.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Диагностика параметров электрического разряда в жидкости показывает, что его динамические параметры качественно отличаются от разряда в газе. Возникновение разрядов в жидкости является недетерминированным процессом, что необходимо учитывать в теоретических моделях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Vanares P., Bogaerts A. Plasma physics of liquids – a focused review// Applied Physics Reviews. 2018. V. 5. 031103.
2. Biryukov D.A. et al. Characterization of the electroluminescence of oil produced by an electric discharge// Analytical Letters. 2023. V. 56. P. 1102 – 1114.
3. Belyaev I.A. et al. On-off intermittency and hard turbulence in the flow of fluid in the magnetic field// Chaos. 2019. V. 29. 083119.

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ЭФФЕКТЫ В ЖИДКОСТИ ПРИ УЛЬТРАЗВУКОВОМ ВОЗДЕЙСТВИИ

ВВЕДЕНИЕ

Ультразвуковое (УЗ) воздействие на жидкость сопровождается возникновением разности потенциалов между УЗ волноводом и помещенным в жидкость проводником. На это обращалось внимание в работе [1], где исследовалось явление сонолюминесценции, одна из возможных причин возникновения которой – процессы в двойном электрическом слое (ДЭС) на УЗ волноводе [2].

В данной работе исследуется изменение проводимости жидкости σ , подвергаемой ультразвуковому воздействию. Подобное изменение иногда однозначно связывается с температурой и давлением [3,4], однако в общем случае возможны и иные факторы, влияющие на σ . В частности, обмен ионами в ДЭС может способствовать уменьшению количества ионов в объеме жидкости. Следовательно, подобную систему можно использовать для уменьшения проводимости жидкости.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА

Экспериментальная установка представлена на рис. 1.

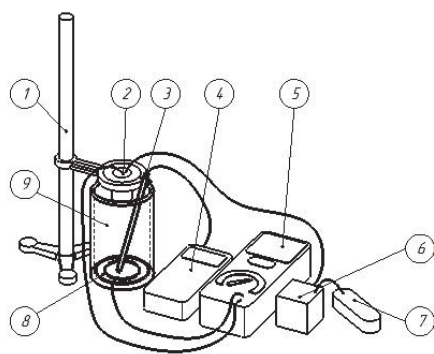


Рис. 1. Схема установки.

На штативе 1 закреплен сосуд 9 с раствором NaCl в воде (0.36 г соли на 490 г воды). В жидкость помещен ультразвуковой волновод 2 и металлическая губка 8, между которыми измеряется разность потенциалов U вольтметром 5 (DT-9985). Проводимость жидкости и ее температура определяются кондуктометром 4 (Sanxin SX823), чувствительный элемент 3 которого помещен в жидкость на глубину ~ 3 см. Ультразвуковой генератор 6 с источником питания 7 создает ультразвуковые колебания с частотой 28 кГц.

2. ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ

Ключевым индикатором обсуждаемых процессов является изменение разности потенциалов между погруженными в жидкость электродами – УЗ волноводом и металлической губкой на дне сосуда. Указанная разность потенциалов показана на рис. 2. Включение УЗ генератора соответствует началу времени, выключение производилось через 250 с.

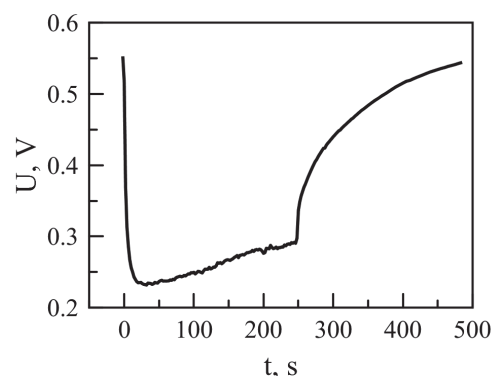


Рис. 2. Разность потенциалов.

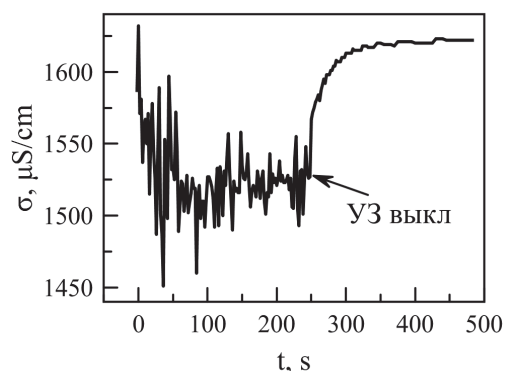


Рис. 3. Проводимость жидкости.

Таким образом, разность потенциалов при УЗ воздействии на раствор соли в воде уменьшается. Данное изменение логично связать с адсорбцией ионов на металлических поверхностях, что должно в таком случае сопровождаться изменением проводимости раствора.

Изменение проводимости раствора показано на рис. 3. Сильная нерегулярность значений σ обусловлена, по всей видимости, интенсивной конвекцией в УЗ поле. В целом, как видно из рис. 3, проводимость жидкости действительно снижается.

Воздействие УЗ волновода на жидкость сопровождается повышением ее температуры (см. рис. 4), что, в свою очередь, сказывается на ее проводимости. Таким образом, следует отдельно исследовать вопрос о взаимной зависимости измеряемых параметров: насколько изменение температуры влияет на характер изменения проводимости?

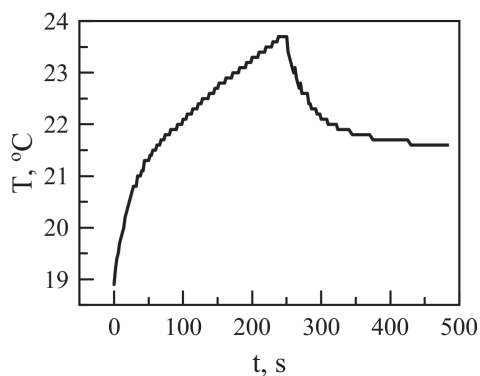


Рис. 4. Изменение температуры жидкости.

3. ФАЗОВЫЕ ПОРТРЕТЫ

Итак, основными параметрами, описывающими нашу систему, являются разность потенциалов U , проводимость σ и температура жидкости T . Исключая время, можно попробовать определить, насколько взаимосвязаны между собой U , σ , T .

На рис. 5 показано изменение проводимости жидкости и температуры.

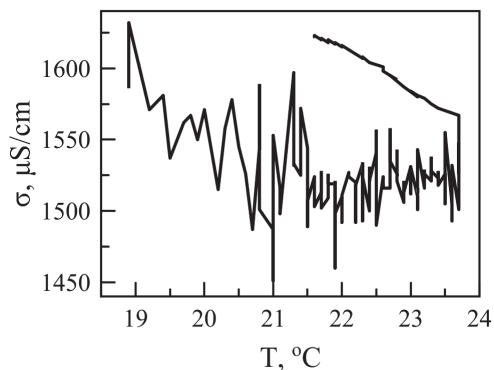


Рис. 5. Проводимость и температура.

Как следует из рис. 5, однозначная связь между проводимостью жидкости в указанных экспериментах и температурой отсутствует. Это, разумеется, не означает, что проводимость вовсе не зависит от температуры, однако в данных условиях изменение проводимости зависит не только от T , но и от УЗ воздействия на жидкость, приводящего в сорбции ионов на металлических поверхностях.

Аналогично, изменение разности потенциалов не определяется одной лишь температурой, что видно на рис. 6.

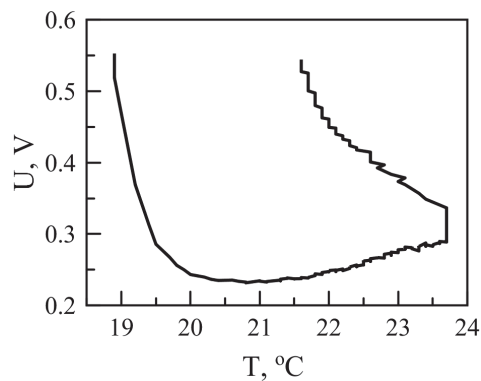


Рис. 6. Разность потенциалов и температура.

Напротив, изменение проводимости жидкости неплохо коррелирует с разностью потенциалов. Это можно заметить из сопоставления рис. 2 и 3; более наглядно этот факт демонстрируется рис. 7.

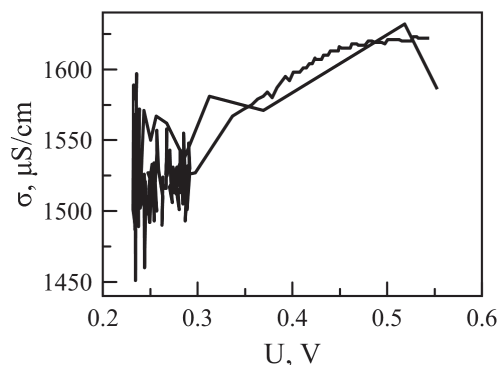


Рис. 7. Проводимость и разность потенциалов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Воздействие ультразвука на раствор соли приводит к адсорбции ионов на металлических поверхностях, в двойных электрических слоях. Это приводит к уменьшению проводимости жидкости в объеме.

Анализ проекций фазового портрета исследуемой системы на плоскости (σ, T) , (U, T) , (σ, U) показывает, что в данных условиях изменение проводимости коррелирует с изменением регистрируемой разности потенциалов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бирюков Д.А., Герасимов Д.Н., Синкевич О.А. Электризация жидкости при сонолюминесценции// Письма в ЖТФ. 2014. Т. 40. С. 90.
2. Френкель Я.И. Кинетическая теория жидкостей. М.: Изд-во АН СССР, 1945. 424 с.
3. Hu S. et al. Effects of Ultrasound on pH and Conductivity of K_2HPO_4 Solution// Proc. 3rd International Conference on Bioinformatics and Biomedical Engineering, Beijing, China, 2009, pp. 1-5.
4. Fox F.E., Herzfeld K.F., Rock G.D. The Effect of Ultrasonic Waves on the Conductivity of Salt Solutions// Phys. Rev. V. 70 (1946). P. 329.

РАДИАЦИОННО-МАГНИТО-ГАЗОДИНАМИЧЕСКИЕ ВЫЧИСЛЕНИЯ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ МОЩНЫХ ПОТОКОВ ЭНЕРГИИ С ВЕЩЕСТВОМ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ

ВВЕДЕНИЕ

Цель проведенного исследования - теоретическое изучение взаимодействия мощных энергетических пучков с плазмой в магнитном поле, а также освящение проблем теплофизики и гидрогазодинамики таких расчетов [1-10].

Работа посвящена физическим принципам создания научно-технических основ электроразрядных источников на основе импульсных струй линейно-стабилизированного разряда и магнитоплазменного компрессора. Современное развитие ряда областей науки и техники требует создания нового поколения инжекторов плотных высокотемпературных (излучающих в жесткой части ультрафиолетового спектра) и высокоскоростных импульсных струй плазмы. Необходимо проведение более детального и глубокого анализа в этой области. Улучшение физико-технических характеристик инжекторов плазменных струй и разработка их новых типов, повышение их эксплуатационных характеристик является практически важной и актуальной задачей.

1. ПЕРСПЕКТИВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ СОЗДАНИЯ ИСТОЧНИКОВ ИЗЛУЧЕНИЯ

Наиболее перспективным направлением создания мощных источников излучения с омическим нагревом, удовлетворяющих требованиям многих практических и научных приложений, является использование открытых поверхностных сильноточных излучающих разрядов в газах. В эту группу входят разряды, плазменные образования которых формируются над цилиндрической или плоской поверхностью неразрушаемого диэлектрика, которая является не только плазмообразующим веществом, но и в ряде случаев (например, линейно-стабилизированный поверхностный разряд в плотных газах) выполняет функцию необходимого конструктивного элемента, ответственного за инициирование разряда.

Перспективность использования линейно-стабилизированного и магнитоплазменно-компрессорных разрядов в компактных источниках излучения и импульсных струй плазмы для уменьшения их массогабаритных характеристик, формулировка способов их улучшения физико-технических характеристик и управления интегральным выходом

широкополосного излучения обоснована большим количеством публикаций по данной тематике в ведущих мировых журналах [11-17].

Улучшение физико-технических характеристик компактных источников излучения и импульсных струй плазмы является объектом исследования для ученых всего мира в течение последнего десятилетия.

2. ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЕ МОДЕЛИ

Предпосылки эффективного использования схем с мощными источниками излучения обусловлены успехами экспериментов; теоретические и расчетные исследования базируются на весьма упрощенных методиках. Поэтому необходимы новые, более детальные физические модели и многоуровневые вычислительные модели, в том числе развитие существующих моделей учитывающих пространственную структуру струй, реальные уравнения состояния, теплообмена излучением и другие радиационно-плазодинамические процессы. Главная особенность рассматриваемой задачи заключается в возможности создания на основе выполненных исследований экспериментальных образцов портативных источников излучения и импульсных струй плазмы с рекордными характеристиками для использования для объектов атомной энергетики, повышение эффективности добычи углеводородного сырья и других сфер применения.

Наиболее перспективные области применения линейно-стабилизированного поверхностного разряда: импульс отдачи, передаваемый межэлектродной вставке плазмой линейно-стабилизированного поверхностного разряда, фотолизная очистка природного и промышленных газов от вредных примесей, например, от серы.

Правильное качественное и точное количественное моделирование электроразрядных плазменных источников излучения и импульсных струй плазмы является важным, как при проведении их экспериментальных исследований, так и при создании на их основе различных технических систем. На основе расчетных исследований могут быть получены количественные данные о режимах, структурах, плазмодинамике магнитоплазменного компрессора торцевого типа для переходного энергомощностного режима магнитоплазменно-компрессорного разряда в газе.

Изучение такой плазмы представляет интерес для различных областей технической физики: физики неравновесной плазмы больших плотностей; физики рекомбинационной расширяющейся плазмы; атомной и молекулярной спектроскопии; физики разлетающихся, крупномасштабных, долгоживущих, излучающих, плазменных образований (с учетом наличия внешнего магнитного поля), взаимодействующих с фоновой средой; физики химически и лазерно-активных сред.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разрабатываемая в рамках исследования нелинейная квазимонотонная компактно-полиномиальная разностная схема повышенного порядка точности дает возможность проводить расчет сложных течений, а также в импульсных радиационно-магнитогидродинамических системах.

Представленные результаты получены в рамках выполнения государственного задания Министерства науки и высшего образования Российской Федерации № FSN-2024-0022.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Райзер Ю.П. Физика газового разряда. М.: Интеллект, 2009.
2. Багров В.В., Бухтияров И.В., Володин Л.Ю., Зибарев Е.В., Камруков А.С., Кондратьев А.В., Крылов В.И., Никонова С.М., Новиков Д.О., Семенов К.А. Аппарат высокоинтенсивного оптического облучения для терапии ран и раневой инфекции // Медицинская техника. 2023. № 2 (338). С. 1-4.
3. Kuzenov V.V., Ryzhkov S.V. Thermophysical Parameter Estimation of a Neutron Source Based on the Action of Broadband Radiation on a Cylindrical Target // Fusion Science and Technology. 2023. V. 79. P. 399-406.
4. Kuzenov V.V., Ryzhkov S.V., Varaksin A.Yu. Simulation of parameters of plasma dynamics of a magneto-plasma compressor // Applied Sciences. 2023. V. 13 (9). P. 5538.
5. Клименко Г.К., Кузенов В.В., Ляпин А.А., Рызжков С.В. Учебник: Расчет, моделирование и проектирование генераторов низкотемпературной плазмы. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2021. 264 с.
6. Kuzenov V.V., Ryzhkov S.V. Estimation of the neutron generation in the combined magneto-inertial fusion scheme // Physica Scripta. 2021. V. 96. P. 125613.
7. Kuzenov V.V., Ryzhkov S.V. Calculation of plasma dynamic parameters of the magneto-inertial fusion target with combined exposure // Physics of Plasmas. 2019. V. 26. P. 092704
8. Кузенов В.В., Рызжков С.В. Численное моделирование взаимодействия мишени магнитно-инерциального термоядерного синтеза с плазменным и лазерным драйверами // ТВТ. 2021. Т. 59, № 4. С. 492–501.
9. Kuzenov V.V., Ryzhkov S.V., Varaksin A.Yu. Numerical modeling of individual plasma dynamic characteristics of a light-erosion MPC discharge in gases // Applied Sciences. 2022. V. 12. P. 3610.
10. Bocharov A.N., et al. Magneto-plasma compressor for radiophysical study of supersonic flows around bodies // J. Phys.: Conf. Ser. 2016. V. 774. P. 012156.
11. Алексеев А.И., Ваулин Д.Н., Дешко К.И., Черников В.А. Исследование возможности применения магнитоплазменного компрессора для плазменно-стимулированного горения в высокоскоростном потоке // Физика плазмы. 2018. Т. 44. С. 675-684
12. Kuzenov V.V., Ryzhkov S.V., Varaksin A.Yu. The Adaptive Composite Block-Structured Grid Calculation of the Gas-Dynamic Characteristics of an Aircraft Moving in a Gas Environment // Mathematics. 2022. V. 10. P. 2130.
13. Astashynski V.M., Dzahnidze H.M., Kostyukevich E.A., Kuzmitski A.M., Shoronov P.N., Shymanski V.I., Uglov V.V. Generation of erosion compression plasma flows in a miniature plasma accelerator and their capability for formation of thin nanostructured coating // High Temp. Mater. Process. 2020. V. 24. P. 99–107.
14. Ryzhkov S.V. Magneto-Inertial Fusion and Powerful Plasma Installations (A Review) // Applied Sciences. 2023. V. 13 (21). P. 6658.
15. Kuzenov V.V., Ryzhkov S.V., Varaksin A.Yu. Computational and experimental modeling in magnetoplasma aerodynamics and high-speed gas and plasma flows (A Review) // Aerospace. 2023. V. 10. P. 662.
16. Kozlov A.N. Study of MHD dynamo effect at the outlet from plasma accelerator in the presence of longitudinal magnetic field // Contrib. Plasma Phys. 2020. V. 60, e201900174.
17. Tsimmerman A.I., Shanenkov I.I., Nassyrbayev A.R., Nikitin D.S., Sivkov A.A. Influence of configuration of the electrode system of a coaxial magneto plasma accelerator on arc discharge formation and development // Bulletin of the Tomsk Polytechnic University // Geo Assets Engineering. 2023. V. 334. P. 39–50.

РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ИЗМЕНЕННОГО СЛОЯ КАРБИДА КРЕМНИЯ ПРИ СТЕХИМИЧЕСКОМ РАСПЫЛЕНИИ ИОНАМИ ВОДОРОДА

ВВЕДЕНИЕ

Длительное облучение потоками легких ионов материалов, работающих в условиях постоянного ионного облучения, состоящих из двух и более компонентов, изменяет компонентный состав поверхностных слоев мишеней. К изменению состава приводят ионное распыление материала мишени, ионно-индуцированная диффузия, радиационно-индуцированная сегрегация и другие явления [1–3]. При ионном распылении мишени [4–5] наблюдается эффект преимущественного распыления, который был обнаружен Гилламом в 1959 году [1]. Однако до сих пор многие аспекты этого явления не выяснены полностью. Одной из основных проблем является установление соотношения концентраций компонентов в объеме многокомпонентной мишени и составом измененного ионной бомбардировкой приповерхностного слоя. Для решения ряда практических задач необходима информация о распределении концентраций компонентов по глубине во всем измененном слое. В настоящей работе предложен метод оценки толщины и состава измененного поверхностного слоя карбида кремния (как одного из возможных кандидатов на материал первой стенки термоядерного реактора) при стехиометрическом распылении мишеней ионами водорода. В основе метода лежит модель распыления слоисто-неоднородных двухкомпонентных материалов легкими ионами [6, 7], позволяющая достаточно адекватно описать процесс распыления неоднородных мишеней. Модель учитывает границы распределения распыляемых атомов (слоистая модель мишени), что дает возможность более корректно рассчитать коэффициенты распыления компонентов поверхностных слоев [8] и оценить толщину модифицированного слоя. На основе этой модели, а также при условии, что при стехиометрическом процессе распыления должен сохраняться баланс атомов [9], предложен метод оценки толщины измененного слоя карбида кремния и его компонентного состава при длительном распылении мишени ионами водорода.

1. МОДЕЛЬ

В предлагаемой модели основной процесс, приводящий к модификации поверхности карбида кремния при длительной бомбардировке ионами водорода – преимущественное распыление. Для описания распыления двухкомпонентных матери-

лов легкими ионами использована модель [7], которая была неоднократно протестирована на различных комбинациях ион–мишень. Она позволяет рассчитать парциальные коэффициенты распыления компонентов измененного слоя карбида кремния, находящегося на подложке основной мишени (компонентный состав подложки отличается от состава слоя), в зависимости от толщины измененного слоя. При учете того, что в ходе стехиометрического распыления должен наблюдаться баланс атомов компонентов (отношение парциальных коэффициентов распыления компонентов должно быть пропорционально отношению концентраций компонентов в основном материале), концентрацию атомов компонентов в измененном слое рассчитывают исходя из соотношения Паттерсона и Ширна [9]:

$$Y_{Si}(E_0, \theta_0, x_0) / Y_C(E_0, \theta_0, x_0) = c_{Si}^b / c_C^b. \quad (1)$$

Здесь $Y_{Si}(E_0, \theta_0, x_0)$ – парциальный коэффициент распыления кремния, $Y_C(E_0, \theta_0, x_0)$ – парциальный коэффициент распыления углерода, c_{Si}^b и c_C^b – относительные концентрации кремния и углерода в основном материале мишени.

Парциальные коэффициенты распыления компонентов, которые входят в это соотношение, неявным образом зависят от относительных концентраций компонентов в измененном слое c_{Si}^b и c_C^b . Многие параметры, определяющие парциальные коэффициенты распыления, также зависят от относительных концентраций компонентов в распыляемом слое. Также от состава поверхностного слоя зависит энергия связи компонентов U_i , которую рассчитывают по формуле:

$$U_i = (U_{0i} + \sum_{j=1, j \neq i}^2 c_j^s U_{0j}) / (1 + \sum_{j=1, j \neq i}^2 c_j^s), \quad (2)$$

где U_{0i} – энергия связи атомов i -й компоненты в однокомпонентном материале.

Таким образом, соотношение (1) представляет собой нелинейное уравнение относительно концентраций компонентов c_{Si}^b и c_C^b в измененном слое. Его решение при условии, что $c_{Si}^s + c_C^s = 1$, позволяет определить содержание компонентов в измененном слое при стехиометрическом режиме распыления мишени. Уравнение решено численным методом деления отрезка пополам с точностью 0,0001. Предварительные результаты расчетов [8] показали, что с ростом толщины измененного в результате стационарного распыления слоя концентрации

компонентов меняются незначительно, и начиная с толщины порядка 1 нм изменения сравнимы с точностью расчета. Что касается парциальных коэффициентов распыления, они меняются в диапазоне больших толщин (сравнимых с проективным пробегом ионов в мишени) и достигают максимального значения при больших толщинах модифицированного слоя.

Учитывая динамичность процесса распыления двухкомпонентных соединений, а также подчинение любой динамической системы принципу Гамильтона, предлагаем толщину измененного слоя определять исходя из условия достижения парциальных коэффициентов максимального значения. Результаты расчетов показывают, что толщина измененного слоя может достигать нескольких нанометров.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Расчеты проводили в случае стехиометрического распыления мишеней из карбида кремния (SiC) ионами водорода с различной энергией.

В ходе исследования были рассчитаны полные коэффициенты распыления мишеней SiC ионами водорода (нормальное падение) в зависимости от энергии ионов в случае стехиометрического распыления. Результаты расчетов достаточно хорошо совпадают с результатами эксперимента [10].

На рис. 1 приведены результаты расчетов относительной концентрации углерода в измененном слое SiC в сравнении с экспериментальными данными [11]. Результаты расчетов хорошо согласуются с данными экспериментов.

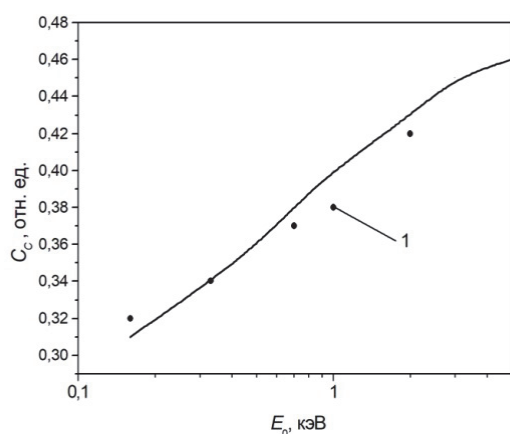


Рис. 1. Результаты расчетов относительной концентрации углерода в измененном слое при стационарном распылении SiC ионами водорода в зависимости от энергии ионов (нормальное падение): сплошная линия – расчет; 1 – эксперимент [11].

Также была проведена оценка толщины измененного слоя карбида кремния в зависимости от энергии ионов водорода (нормальное падение). Получены значения толщины слоя от 5 до 6,5 нм. Результаты расчетов верифицированы экспериментальными данными [22].

Экспериментальные значения толщины слоя имеют очень большой разброс, а также явно завышены при энергиях более 1 кэВ. Тем не менее, расчетные значения толщины измененного слоя частично совпадают с экспериментальными данными. Поскольку в данной работе не учитываются такие процессы, как имплантация углерода, сегрегации и другие явления, то результат сравнения можно считать вполне удовлетворительным.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты расчетов, проведенных в рамках предлагаемой модели оценки компонентного состава и толщины измененного поверхностного слоя при стехиометрическом распылении неоднородных двухкомпонентных мишеней легкими ионами, верифицированы экспериментальными данными. Исследования показывают, что предлагаемая модель может быть использована для создания материалов с заданными свойствами поверхностного слоя (концентрация компонентов и толщина измененного слоя) путем продолжительного распыления легкими ионами средних энергий.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Wiederish H.** Surface Modification and Alloying. N.Y.: Springer, 1983. P. 261.
2. **Betz G., Wehner G.K.** Sputtering by Particle Bombardment II. / Ed. Behrisch R. Berlin–Heidelberg: Springer–Verlag, 1983. P. 11.
3. **Andersen H.H.** Ion Implantation and Beam Processing / Ed. Williams J.S., Poate J.M. Sydney: Academic, 1984. P. 128.
4. **Sigmund P., Oliva A.** Alloy Sputtering at High Fluence: Preferential Sputtering and Competing Effects // Nucl. Instrum. Methods Phys. Res. B. 1993. V. 82. P. 242–254.
5. **Seah M.P., Nunney T.S.** Sputtering yields of compounds using argon ions // J. Phys. D. 2010. V. 43. № 25. P.253001.
6. **Manukhin V.V.** Calculation of sputtering yields of SiO2 layers from the Si surface by helium ions bombardment // J. Phys.: Conf. Ser. 2020. V. 1683. P. 032002.
7. **Manukhin V.V.** Study of the dependence of light ion sputtering yields of carbon-modified surface titanium layers on their thickness // J. Phys.: Conf. Ser. 2022. V. 2388. P. 012009.
8. **Манухин В.В.** Расчет компонентного состава поверхностных слоев карбида титана при распылении легкими ионами // Журнал технической физики. 2023. Т. 93. Вып. 6. С. 836–839.
9. **Patterson W.L., Shirn G.A.** The Sputtering of Nickel–Chromium Alloys // J. Vacuum Sci. Technol. 1967. V. 4. P. 343–346.
10. **Roth J., Bohdansky J., Martinelli A.P.** Low energy light ion sputtering of metals and carbides // Radiat. Effects. 1980. V. 48. P. 213–219.
11. **Saiki K., Tanaka H., Tanaka S.** Surface composition change of TiC and SiC under hydrogen ion bombardment // Journal of Nuclear Materials. 1984. V.128 & 129. P. 744–748.

СИЛЬНАЯ ТУРБУЛЕНТНОСТЬ ЗАМАГНИЧЕННОЙ ПЛАЗМЫ: СОВРЕМЕННЫЕ ПРОБЛЕМЫ И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЙ

ВВЕДЕНИЕ

Турбулентность - естественное состояние лабораторной и космической плазмы. Фундаментальные принципы исследования развитой гидродинамической турбулентности были заложены А.Н. Колмогоровым [1,2]. Турбулентность может быть описана статистическими методами с использованием функции плотности вероятности (PDF) флуктуирующей величины и ее моментов (структурных функций). Для полностью развитой изотропной турбулентности Колмогоров (K41) рассмотрел постоянную скорость передачи энергии в турбулентном каскадном процессе в инерционном диапазоне, где турбулентные флуктуации достигают статистического квазиравновесия, PDF такого процесса описывается гауссовым законом (т.н. гауссова статистика). Такие свойства наблюдаются в турбулентных потоках вдали от границ потока, см. [3]. Во многих процессах под влиянием граничных условий наблюдаются отклонения статистических свойств от гауссовой статистики – перемежаемость. Перемежаемость — локальное нарушение неоднородности турбулентности, когда активные области сосуществуют с пассивными (квазиламинарными) - впервые была рассмотрена Новиковым и Стюартом [4]. Явление перемежаемости наблюдается в турбулентных гидродинамических потоках в нейтральных средах и в турбулентной замагниченной плазме (см. [5]), как при высоких, так и при умеренных числах Рейнольдса <1000 . Случайные флуктуации скорости, полей и других параметров такого турбулентного потока подчиняются негауссовой статистике. В литературе рассматривается универсальность свойств перемежаемости в турбулентных пограничных слоях гидродинамических потоков и плазмы [5].

Несмотря на значительный прогресс в описании основных черт турбулентности, см. обзор [5] и ссылки там, все еще не подтверждены в экспериментах на широком классе возможных турбулентных потоков гипотезы об универсальности характеристик перемежаемости и влияния граничных условий. В особенности это остается актуальным для описания в замагниченной плазме явления аномальной диффузии поперек магнитного поля, которая ухудшает удержание плазмы в магнитной ловушке термоядерных установок (токамаках, стеллараторах и других) и снижает эффективность достижения высоких параметров плазмы, в том числе, задач зажигания термоядерной реакции в проблеме

управляемого термоядерного синтеза. Получение дополнительных данных необходимо для обоснованного прогнозирования аномальной диффузии и удержания плазмы в будущих термоядерных установках (ИТЭР, гибридном термоядерном реакторе – термоядерном источнике нейтронов ТИН, реакторе ДЕМО).

1. ХАРАКТЕРИСТИКИ СИЛЬНОЙ ТУРБУЛЕНТНОСТИ ЗАМАГНИЧЕННОЙ ПЛАЗМЫ

Внешнее магнитное поле в плазме формирует анизотропию, что изменяет симметрию основных уравнений, описывающих динамику плазмы и статистические свойства потока, и наблюдается перемежаемость турбулентности, рис.1. Для анализа плазменной турбулентности были разработаны различные подходы (Б.Б. Кадомцев [6] и другие авторы, см. 5). В двумерной феноменологии, Ирошников и Крейчнан [7], [8] предложили описание спектра, отличное от Колмогоровского описания, предполагая нелокальный характер турбулентного каскада. Эта двумерная парадигма в настоящее время пересматривается как в МГД-турбулентности [9], так и при описании турбулентных погранслоев (ТПС) в плазме [5].

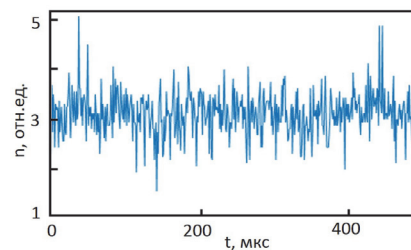


Рис. 1. Перемежаемость турбулентности - концентрация замагниченной плазмы в плазменной установке ПЛМ-М

Анизотропия потока под влиянием границы локально (дополнительно к анизотропии магнитного поля) нарушает симметрии, допустимые в потоке в целом, и сохраняет только те, которые отвечают за турбулентный каскад; она сохраняет масштабную инвариантность не в бесконечном, а только в ограниченном диапазоне масштабов. Свойства ТПС связаны не только и не столько с типами неустойчивостей, сколько с симметриями, ответственными за масштабную инвариантность. Т. о., возможен анализ экспериментальных данных в различных турбулентных средах в рамках единой парадигмы описания перемежаемости со свойством расширенного самоподобия [5].

2. МУЛЬТИФРАКТАЛЬНОСТЬ ТУРБУЛЕНТНОЙ ПЛАЗМЫ

Для описания перемежаемости, предполагая статистическую независимость флуктуаций в турбулентном каскаде на основе теории Колмогорова, в рамках мультифрактального формализма (см. [5]) рассматривается поле скоростей v со свойством локальной масштабной инвариантности $\delta v_l(x,t) \sim (l/L)^h$ с непрерывным спектром показателей Гельдера h , каждый из которых принадлежит фрактальному множеству Ω_h с размерностью $D(h)$, $h \in [h_{\min}, h_{\max}]$, L – максимальный масштаб в процессе. В модели K41 $h = \text{const} = 1/3$. Вероятность найти δv_l в сфере радиуса l (на множестве с размерностью $D(h)$) равна $P_h(l) \sim (l/L)^{3-D(h)}$. Из анализа экспериментальных данных подтверждается свойство мультифрактальности с универсальными [6] значениями спектра $D(h)$, рис.2.

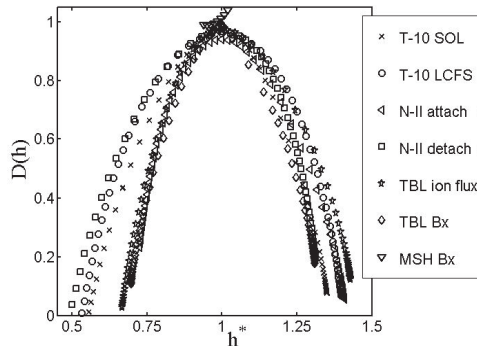


Рис. 2. Мультифрактальный спектр $D(h)$, $h^* = 1 + (h - h_{\max})$. Пристеночная турбулентность плазмы в токамаке T-10 (T-10 SOL), (T-10 LCFS); в установке НАГДИС-II (N-II); плазма в ТПС магнитосферы Земли (TBL), (MSH).

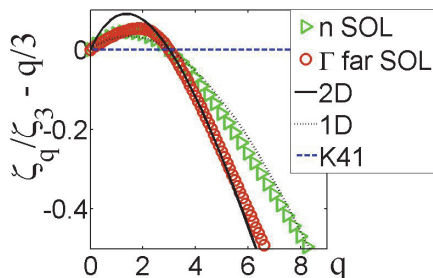


Рис. 3. Скейлинг структурной функции $\zeta(q)$. Пристеночная плазма токамака T-10: плотность n и поток Γ плазмы; лог-пуассоновская модель с двумерными 2D (линия) и одномерными 1D (пунктир) диссипативными структурами.

Свойства скейлинга $\zeta(q)$ структурных функций (высших моментов PDF) зависят от топологии сингулярных диссипативных структур (см. [5,10]). Для описания перемежаемости в трехмерной изотропной гидродинамической модели Ше-Левека [11,12] диссипативные структуры рассматриваются как одномерные нити. В МГД на основе традиционного подхода Ирошников-Крайчнана, модели Бискамп-Мюллера (БМ) трехмерной изотропной МГД турбулентности диссипативные структуры рассматриваются как двумерные токовые слои [13].

В работе [14] предложен обобщенный лог-пуассоновский скейлинг, который вводит учет одномерных нитевидных диссипативных структур для описания перемежаемости в плазме:

$$\varepsilon_f(q) = \frac{q}{g_f} + 2 \left(1 - \left(\frac{1+g_f}{2g_f} \right)^{\frac{q}{g_f}} \right), \quad (1)$$

где свободный параметр $g_f/3$ выражает силу каскада относительно модели изотропной турбулентности K41. Таким образом, анализируя экспериментальный скейлинг относительно (1) в сравнении с двумерным БМ скейлингом [13], можно определять g_f и, следовательно, размерность доминирующих в процессе диссипативных структур, и на этой основе описывать турбулентность. Пример на рис. 3 демонстрирует возможное различие свойств турбулентности – с доминирующим вкладом в процесс одномерных (нитевидных) [14] либо двумерных (листовых) диссипативных структур.

Скейлинги лог-пуассоновской модели турбулентности (1) необходимы для оценки переноса на основе показателей самоподобия, которые отвечают за эффект перколяции в турбулентной плазме: коэффициент диффузии \mathcal{D} связан со скейлингом структурной функции (1) (свойством мультифрактальности). Смещение частиц δx со временем τ в такой турбулентной среде имеет скейлинг:

$$\langle \delta x^2 \rangle \propto \mathcal{D} \tau \propto \tau^\alpha \quad (2)$$

В ТПС термоядерных плазменных установок и ТПС магнитосферы Земли наблюдается $\alpha \approx 1.2 \div 1.87 > 1$ [5], т.е. супердиффузия.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Стоит задача проверить скейлинг (1) на широкой базе экспериментальных плазменных данных, включая исследования градиентных зон магнитного поля, где возможен совместный вклад одномерных и двумерных турбулентных структур.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Kolmogorov A.N. // Dokl. Akad. Nauk SSSR. 1941. 30. 299.
2. Kolmogorov A. N. // Dokl. Akad. Nauk SSSR. 1941. 32. 19.
3. Monin A.S. and Yaglom A.M. Statistical Fluid Mechanics (MIT Press, Cambridge, MA. 1975.
4. Novikov E. A. and Stewart R. // Izv. Akad. Nauk SSSR Ser. Geofiz. 1964 . 3. 40.
5. Будаев В.П., Савин С.П., Зелёный Л.М. // УФН 2011. Т.181. С. 905–952.
6. Kadomtsev B. B. Plasma Turbulence (Academic Press, London) 1965.
7. Iroshnikov P.S. // Astron. Zh. 1963 T.40.742(Sov. Astron. 1964.7. 566. (reprinted)).
8. Kraichnan R.H. // Phys. Fluids. 1965.8. 1385.
9. Goldreich P., Sridhar S. // Astrophys. J. 1995.438.763.
10. Budaev V.P. et al. // JPP. 2015. 1500109.
11. She Z. S., Leveque E. // Phys. Rev. Lett. 1994.72 .336.
12. Dubrulle B. // Phys. Rev. Lett. 1994 .73. 959.
13. Biskamp D., Mueller W. // Phys. Rev E. 2003. 67. 066302.
14. Budaev V.P. // Physics Letters A. 2009. 373 . 856.

В.И. Теткин^{1,2}, П.В. Саврухин^{1,2}, Е.А. Шестаков¹, П.Д. Лисовой^{1,2}, А.И. Аристов²,
А.В. Храменков¹

¹Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт»,
123182, Москва, пл. Академика Курчатова, 1

²Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

МОДЕЛИРОВАНИЕ СИГНАЛОВ ДИАГНОСТИКИ РЕНТГЕНОВСКОГО ИЗЛУЧЕНИЯ НА ТОКАМАКЕ Т-15МД

ВВЕДЕНИЕ

Изучение процессов генерации пучков ускоренных электронов с энергиями до нескольких МэВ, а также разработка методов их подавления являются актуальными задачами современных исследований на токамаках. Образование мощных пучков ускоренных электронов на начальной стадии разряда, а также при развитии неустойчивости срыва, и их последующее взаимодействие с внутрикамерными элементами, может приводить к повреждениям первой стенки и дивертора и затруднить работу будущих токамаков-реакторов [1].

Наиболее распространенным методом изучения пучков ускоренных электронов является анализ надтеплового ($E = 20-300$ кэВ) и жесткого ($E > 300$ кэВ) тормозного рентгеновского излучения, возникающего при кулоновских взаимодействиях релятивистских электронов с ионами. Детектирование рентгеновского излучения в комбинации с модельными расчётами может обеспечить важную информацию о развитии пучков ускоренных электронов внутри плазменного шнура. Восстановление пространственного и энергетического распределения пучков ускоренных электронов требует разработки алгоритмов моделирования всей системы регистрации. Алгоритм должен включать в себя расчет интенсивности и спектра рентгеновского излучения плазмы и пучков ускоренных электронов по заданным параметрам, учет частичного поглощения рентгеновского излучения в материалах, расположенных на линии наблюдения, а также должен учитывать аппаратную функцию детектора (синтетическая диагностика).

В текущем докладе представлена система синтетической диагностики жесткого рентгеновского излучения пучков ускоренных электронов на токамаке Т-15МД.

2. МЕТОДИКА РАСЧЕТА

Модельный сигнал рентгеновского детектора состоит из суммы двух компонент: компонента сигнала от фонового рентгеновского излучения плазмы и компонента сигнала от тормозного излучения пучка ускоренных электронов.

Спектральная объемная плотность энергетической светимости ε_k [Вт/м³ · эВ · ср] фонового теплового рентгеновского излучения плазмы рассчитывается по формуле:

$$\frac{d\varepsilon_k}{dkd\Omega_k} = 3.3 \cdot 10^{-40} \cdot n_e^2 Z_{eff} \left(\frac{E_R}{T_e}\right)^{\frac{1}{2}} \exp\left(-\frac{k}{T_e}\right) \quad (1)$$

где n_e – плотность плазмы, м⁻³; T_e – электронная температура, эВ; k – энергия фотона; $E_R = 13.606$ эВ – постоянная Ридберга.

Расчет интенсивности и спектра тормозного излучения пучков ускоренных электронов выполняется с использованием сечения взаимодействия $d\sigma/dkd\Omega_k$, дифференциального по энергии k и углу вылета Ω_k фотона [2]. Угловое распределение интенсивности тормозного излучения имеет резкий максимум в направлении движения налетающего электрона. Сечение усредняется по периоду вращения электрона по ларморовской окружности (формула 2) и, благодаря азимутальной симметрии, раскладывается в ряд по полиномам Лежандра [3].

$$\langle d\sigma \rangle / dkd\Omega_k = f(\hat{\mathbf{b}} \cdot \hat{\mathbf{l}}) \quad (2)$$

где $\hat{\mathbf{b}}$ – направляющий вектор линии магнитного поля; $\hat{\mathbf{l}}$ – вектор, направленный из точки рассеяния в детектор; k – энергия фотона; Ω_k – угол вылета фотона.

Распределение спектральной объемной плотности энергетической светимости, при взаимодействии пучка ускоренных электронов с плазмой, определяется по формуле:

$$\frac{d\varepsilon_k(\hat{\mathbf{b}} \cdot \hat{\mathbf{l}})}{dkd\Omega_k} = k \cdot \sum_{Z_s} n_s \int \frac{\langle d\sigma(\hat{\mathbf{b}} \cdot \hat{\mathbf{l}}) \rangle}{dkd\Omega_k} v f_{RE}(\mathbf{X}, \mathbf{p}) d\mathbf{p} \quad (3)$$

где n_s – плотность центров рассеяния (ионов) типа s ; $f_{RE}(\mathbf{X}, \mathbf{p})$ – функция распределения ускоренных электронов по координате \mathbf{X} и импульсу \mathbf{p} , v – скорость ускоренных электронов.

Сигнал детектора получается в результате интегрирования спектральной интенсивности (формула 1 и 3), с учётом телесного угла, под которым виден детектор ($\Delta\Omega$), поля зрения детектора (объем ΔV), и поглощения в материалах, расположенных на линии обзора $\eta_a(k)$, а также доли фотонов, поглощенных в детекторе ($1 - \eta_d(k)$) и нормированной аппаратной функции $G(k, E)$:

$$\frac{dI_E}{dE} = \int dk \left[G \cdot \eta_a(1 - \eta_d) \cdot \int_{\Delta V} dV \int_{\Delta\Omega} d\Omega \frac{d\varepsilon_k}{dkd\Omega_k} \right] \quad (4)$$

3. СИНТЕТИЧЕСКАЯ ДИАГНОСТИКА

Для моделирования сигналов диагностики рентгеновского излучения на токамаке Т-15МД создан алгоритм синтетической диагностики, вычисляющей сигналы рентгеновских детекторов по заданным распределениям параметров плазмы и пучка ускоренных электронов.

Синтетическая диагностика позволяет задавать различные распределения параметров плазмы: электронной температуры T_e , плотности n_e и эффективного заряда Z_{eff} . Информация о магнитных поверхностях получается из решения уравнения Грэда-Шаффранова с использованием экспериментальных данных магнитной диагностики токамака. Пространственное распределение пучка ускоренных электронов задается в виде ряда Фурье-Бесселя по полярному углу, в виде суммы нормальных распределений или в виде уравнения поверхности. Энергетическое распределение задается в виде интерполированного кубическим сплайном набора значений.

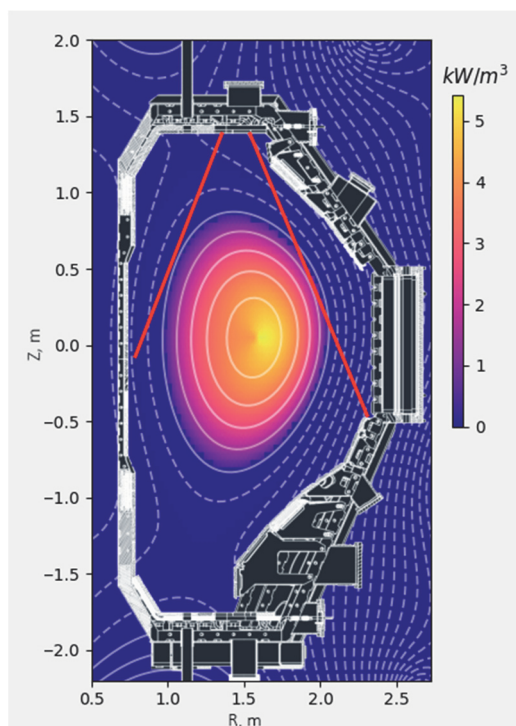


Рис. 1. Расчетное распределение интенсивности теплового рентгеновского излучения для модельного разряда токамака Т-15МД с параметрами: $I_p = 1.2$ МА, $k = 1.7$, $\delta = 0.25$, $T_e = 5$ кэВ, $n_e = 5 \cdot 10^{19}$ м⁻³, $Z_{eff} = 2$. Красными линиями показана область, попадающая в обзор томографической камеры, расположенной в порте +90°.

На рис. 1 показан пример рассчитанного распределения объемной плотности мощности теплового рентгеновского излучения для модельного разряда токамака Т-15МД с $T_e = 5$ кэВ, $n_e = 5 \cdot 10^{19}$ м⁻³, $Z_{eff} = 2$. Магнитное равновесие рассчитано для следующих параметров плазменного разряда: большой радиус $R = 1.57$ м, малый радиус $a = 0.64$ м, вытянутость $k = 1.7$, треугольность $\delta = 0.25$, ток плазмы $I_p = 1.2$ МА, $B_t = 2$ Тл. Добавлена симуляция МГД моды $m = 1$.

На рис. 2 показан результат моделирования зависимости мощности рентгеновского излучения, регистрируемой детекторами CdTe, от номера канала томографической камеры, установленной в порт +90° токамака Т-15МД для модельного разряда (рис. 1).

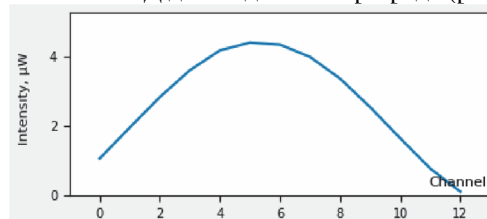


Рис. 2. Результат моделирования сигналов 13 детекторов CdTe вертикальной томографической камеры.

Синтезированный сигнал рентгеновских детекторов, модельные распределения параметров плазмы и пучков ускоренных электронов сохраняются в текстовом файле для дальнейшего использования при создании и тестировании алгоритмов восстановления пространственных и энергетических распределений пучков ускоренных электронов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработаны алгоритмы моделирования диагностики рентгеновского излучения на токамаке Т-15МД, обеспечивающие расчёт сигналов рентгеновских детекторов по заданным распределениям параметров плазмы и пучков ускоренных электронов. Алгоритмы содержат основные элементы синтетической диагностики, включая расчёт интенсивности и спектра рентгеновского излучения плазмы и пучков ускоренных электронов по заданным параметрам, а также расчёт поглощения рентгеновского излучения в материалах, расположенных на линии наблюдения и в детекторе с учётом аппаратной функции детектора.

Предварительный анализ показал возможность использования расчётных алгоритмов при моделировании сигналов рентгеновских детекторов на токамаке Т-15МД в квазистационарных режимах и при развитии МГД возмущений.

В дальнейшем планируется использование синтетической диагностики для тестирования алгоритмов восстановления пространственного и энергетического распределения пучков ускоренных электронов [4] по данным диагностики рентгеновского излучения на токамаке Т-15МД.

Работа проведена в рамках выполнения государственного задания НИЦ «Курчатовский институт».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. De Vries P.C., et al., Cross-machine comparison of runaway electron generation during tokamak start-up for extrapolation to ITER // Nucl. Fusion, 2023, vol. 63, 086016 doi: 10.1088/1741-4326/acdd11.
2. Gluckstern R.L. and Hull M.H., Polarization Dependence of the Integrated Bremsstrahlung Cross Section // Physical Review, 1953, vol. 90, №6.
3. Peysson Y. and Decher J., Fast electron bremsstrahlung in axisymmetric magnetic configuration // Physics of Plasmas, 2008, vol. 15, №9, 092509, doi: 10.1063/1.2981391.
4. Shevelev A., et al., Study of runaway electrons in TUMAN-3M tokamak plasmas // Plasma Physics and Controlled Fusion, 2018, vol. 60, №7, 075009 A14

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РАСТВОРИМОСТИ ИОННО-ОБМЕННЫХ СМОЛ В СВЕРХКРИТИЧЕСКОМ CO₂ ДЛЯ ПРИМЕНЕНИЯ В ЭЛЕКТРОПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКЕ

ВВЕДЕНИЕ

Электроплазменная обработка (ЭПО) является одним из широко используемых методов модификации поверхности различных материалов. Данный метод позволяет получать покрытия с улучшенными физическими, химическими и эксплуатационными свойствами. Повышение эффективности и качества обработки металлических поверхностей является одной из важных задач современной промышленности, особенно в таких отраслях, как машиностроение, авиакосмическая, автомобильная и медицинская промышленность.

Одним из перспективных направлений в этой области является применение сверхкритических флюидных сред, в частности сверхкритического диоксида углерода (СК CO₂), в процессах электроплазменной обработки изделий, полученных методом печати на 3D принтерах [1,2]. Сверхкритические флюиды обладают уникальными свойствами, которые могут значительно улучшить характеристики получаемых покрытий и расширить возможности ЭПО.

1. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СВЕРХКРИТИЧЕСКИХ СРЕД В КАЧЕСТВЕ ПЛАЗМООБРАЗУЮЩИХ СРЕД

Использование сверхкритических сред в качестве плазмообразующих сред при электроплазменной обработке может привести к существенным изменениям в характеристиках генерируемой плазмы, ее стабильности и взаимодействии с обрабатываемыми материалами [3,4].

В работе [3] авторы исследовали возможность модификации поверхности стали методом анодного плазменно-электролитического боронитрирования и полирования с использованием сверхкритического диоксида углерода (scCO₂) в качестве плазмообразующей среды.

Авторы отмечают, что использование scCO₂ в качестве плазмообразующей среды позволяет более эффективно транспортировать реагенты (бор и азот) к поверхности материала, что приводит к более интенсивному протеканию процессов боронитрирования. Кроме того, scCO₂ обладает высокой теплопроводностью, что способствует более равномерному нагреву обрабатываемой поверхности и, соответственно, формированию более однородных покрытий.

В работе [4] описаны результаты разработки и испытания сверхкритического углекислотного плазменного реактора для модификации поверхности материалов.

Проведенные авторами испытания разработанного реактора показали возможность стабильного горения плазмы в среде сверхкритического CO₂ при давлении до 20 МПа и температуре до 100°C. Были исследованы характеристики плазмы, такие как температура, плотность тока и энергетические параметры, в зависимости от режимов работы реактора.

Результаты работы [4] демонстрируют технологическую реализуемость использования сверхкритического CO₂ в качестве плазмообразующей среды и открывают перспективы для дальнейших исследований в данном направлении с целью разработки новых технологий модификации поверхности материалов.

2. МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Ионообменные смолы содержат ионизированные группы, которые могут диссоциировать и высвобождать подвижные ионы в растворе.

При растворении ионообменной смолы в сверхкритическом CO₂, эти подвижные ионы будут присутствовать в среде, увеличивая ее электропроводность. Чем больше смолы растворено, тем выше концентрация ионов и, соответственно, электропроводность.

Сверхкритический CO₂ сам по себе является плохим электрическим проводником. Однако присутствие растворенных ионов от ионообменных смол может значительно повысить его способность проводить электрический ток.

Более высокая электропроводность сверхкритического CO₂ с добавленной ионообменной смолой может привести к улучшению стабильности и параметров генерируемой плазмы в процессах электроплазменной обработки. Это, в свою очередь, может повысить эффективность и качество обработки металлических поверхностей.

Ранее нами были проведены первичные эксперименты по исследованию растворимости ионообменной смолы марки Dowex в сверхкритическом диоксиде углерода [5]. Была показана принципиальная возможность растворения ионообменных материалов в СК CO₂ при различных температурах и давлениях. Данные наработки послужили основой для более детального изучения растворимости ионообменных смол в сверхкритическом диоксиде углерода.

В данной работе исследуется влияние давления на растворимость ионообменной смолы Dowex HCR-S/S в сверхкритическом диоксиде углерода при постоянной температуре 40°C. Полученные результаты позволят лучше понять термодинамиче-

ские аспекты растворения ионообменных смол в СК CO₂ и определить оптимальные параметры для повышения электропроводности среды.

Исследование растворимости проводилось в динамическом режиме на сверхкритической флюидной установке (рис. 1), приобретенной по программе стратегического академического лидерства «Приоритет 2030». В рамках экспериментов в ячейку высокого давления загружалась навеска ионообменной смолы, после чего проводилось заполнение ячейки сверхкритическим диоксидом углерода. Растворение ионообменной смолы в СК CO₂ контролировалось по изменению массы ячейки в начале и в конце эксперимента. Время эксперимента составляло 25-30 минут.

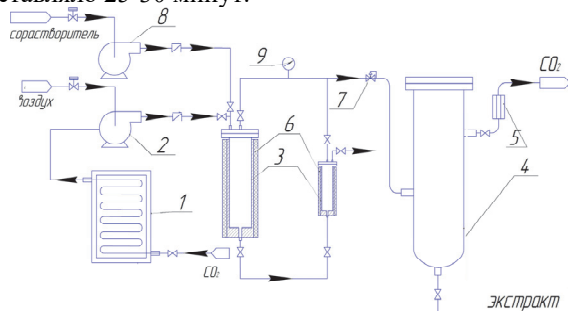


Рис. 1. Принципиальная схема установки: 1 – низкотемпературный циркуляционный термостат (холодильник), 2 – пневматический насос, 3 – реактор, 4 – сепаратор, 5 – расходомер, 6 – электронагреватель с теплоизоляцией, 7 – регулятор давления, 8 – дозирующий насос для подачи сорастворителя, 9 – манометр

Установка включает два реактора объемами 0,1 и 1,5 литров, насос для диоксида углерода (CO₂ максимальным создаваемым давлением 300 МПа. Система термостатирования позволяет нагревать ячейку до 100 °С и поддерживать заданную температуру с точностью ±0,5 °С. Установка позволяет производить исследования растворимости веществ в чистом модифицированном сверхкритическом диоксиде углерода как в статическом, так и динамическом режимах, а также организовать полупромышленную реализацию описанного процесса.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Эксперименты проводились при температуре 40°C и давлениях в диапазоне 100-300 бар. Растворение ИОС определялось по изменению массы экспериментальной ячейки в начале и в конце эксперимента. Результаты исследований представлены в таблиц 1.

Таблица 1. Растворимость ионообменной смолы Dowex HCR-S/S в СК CO₂ при 40°C.

Давление, бар	Растворимость, массовая доля*10 ³
100	2,077
150	2,882
200	3,658
250	3,884
300	4,115

Полученные экспериментальные данные хорошо согласуются с теоретическими представлениями о термодинамике растворения в сверхкритических средах. Наблюдаемая зависимость растворимости ИОС от давления позволяет сделать вывод, что процесс растворения является контролируемым, то есть определяется в основном изменением параметров при растворении

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученные результаты представляют практический интерес для разработки новых технологий электроплазменной обработки металлических материалов с использованием сверхкритических флюидных сред. Введение ионообменных смол в СК CO₂ может способствовать повышению его электропроводности, что позволит оптимизировать параметры генерируемой плазмы, применяемой в процессах обработки поверхностей. Принципиальная возможность растворимости ионообменной смолы Dowex HCR-S/S, демонстрирует перспективность данного подхода для модификации электропроводных свойств сверхкритического диоксида углерода.

Дальнейшие исследования будут направлены на изучение растворимости других марок ионообменных смол в СК CO₂, а также комплексную оценку влияния введения ионообменных смол на характеристики генерируемой плазмы и эффективность процессов электроплазменной обработки металлических изделий.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках государственного задания, тема № 123030600044-3, FZSU-2023-0004.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Byrappa K., Masuda Y., Kharissov B.V.** Chemistry in Supercritical Fluids for the Synthesis of Metal Nanomaterials // Reaction Chemistry & Engineering. 2019. DOI:10.1039/C9RE00290A
2. **Supekar S.D., Gozen B.A., Bediz B., Ozdoganlar O.B., Skerlos S.J.** Feasibility of Supercritical Carbon Dioxide Based Metalworking Fluids in Micromilling // Journal of Manufacturing Science and Engineering. 2013. Vol. 135, № 2. P. 024501. DOI: 10.1115/1.4023375
3. **Kusmanov, S., Belkin, V., & Kusmanova, I.** Surface Modification of Steel by Anodic Plasma Electrolytic Boronitriding and Polishing. Materials Science Forum, 972, 229-234. (2019). DOI:10.4028/www.scientific.net/MSF.972.229
4. **Belk, G.** Design and Testing of a Supercritical Carbon Dioxide Plasma Reactor (Doctoral dissertation, University of South Carolina), 2020
5. **Антипов Р.Р., Биалалов Т.Р., Баранов И.С.,** Исследование растворимости ионообменных смол в сверхкритическом диоксиде углерода для повышения электропроводности среды, XII научно-практическая конференция "Сверхкритические флюиды: Основы, технологии, инновации", 2023, Тверь, Россия

А.И. Аристов², Е.А. Шестаков¹, А.В. Храменков¹, П.В. Саврухин^{1,2},
В.И. Теткин^{1,2}, П.Д. Лисовой^{1,2}

¹Национальный исследовательский центр «Курчатовский Институт»,
123182, Москва, площадь Академика Курчатова, 1

²Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

ВОЗМОЖНОСТИ НЕЙТРОННОЙ ДИАГНОСТИКИ НА ТОКАМАКЕ T-15MD

ВВЕДЕНИЕ

Измерение потоков и спектров нейтронов, образующихся при работе термоядерных установок, является важной задачей диагностики плазмы. Нейтронная диагностика может предоставлять информацию о пространственном распределении скорости термоядерных реакций по сечению плазменного шнура, а совместно с другими диагностиками – об ионной температуре и эволюции пучков ускоренных электронов. Данные нейтронной диагностики могут использоваться для управления плазменным режимом.

В данной работе приведены результаты предварительного тестирования детекторов нейтронов на токамаке T-15MD, приведено описание концепции нейтронной диагностики для токамака T-15MD, а также проведен предварительный анализ сигналов диагностики.

1. ТЕСТИРОВАНИЕ ДЕТЕКТОРОВ НЕЙТРОНОВ

На токамаке T-15MD был установлен один из детекторов типа СНМ [1]. Монитор располагался на расстоянии 6 м от оси токамака в экваториальной плоскости.

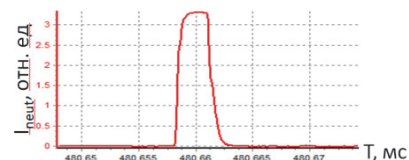


Рис.1 Сигнал на мониторе нейтронного излучения от одного нейтрона при работе с частотой оцифровки 30 МГц.

Тестирование детекторов проводилось с помощью системы регистрации на основе АЦП National Instruments с частотой оцифровки 30МГц. Типичный вид сигнала детектора представлен на Рис.1.

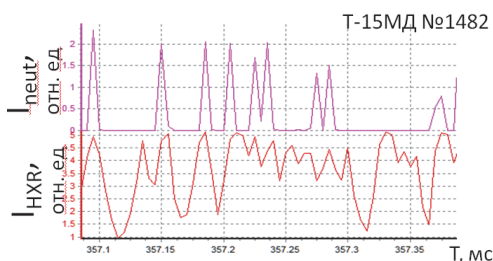


Рис. 2. Сигнал на мониторе нейтронного излучения при работе с частотой оцифровки 200 кГц.

Тестирование детектора в рабочем режиме токамака T-15MD проводилось с использованием стандартной системы сбора данных (АЦП 200 кГц). На рис. 2 представлен сигнал детектора в одном из импульсов токамака T-15MD совместно с сигналом монитора жёсткого рентгеновского излучения.

2. ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ НЕЙТРОННОГО ПОТОКА НА ТОКАМАКЕ T-15MD

2.1 Оценка нейтронного потока от D-D реакций

Для оценки возможностей работы нейтронной диагностики при работе с дейтерием в токамаке T-15MD для различных относительных концентраций дейтерия в рабочем газе и для различных плазменных режимов был проведен численный расчет потока нейтронов, попадающих в детектор. Для расчёта использовался метод трассировки лучей, в котором поток нейтронов вначале интегрировался вдоль линии наблюдения из детектора в камеру токамака, а затем интегрировался вдоль всех линий обзора. На рис. 3 показаны результаты расчета для различных относительных концентраций дейтерия при следующих параметрах плазмы: $T_i = 1, 5, 10$ кэВ, $n_i = 10^{20} \text{ м}^{-3}$. Детектор располагается в экваториальной плоскости токамака на расстоянии 0,1 м от вакуумной камеры.

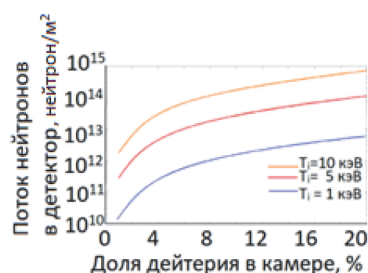


Рис. 3. Поток нейтронов, попадающих в детектор для различных относительных концентраций дейтерия в плазме токамака T-15MD при различных ионных температурах.

2.2 Оценка нейтронного потока от фотоядерных реакций

Проведена оценка выхода фотонейтронов при взаимодействии тормозного жесткого рентгеновского излучения пучка ускоренных электронов с конструкционными элементами вакуумной камеры токамака T-15MD.

Для оценки использовался модельный моно-энергетический пучок ускоренных электронов с энергией 12,5 МэВ [2] с током 500 кА (суммарное число электронов в пучке 10^{17}). Энергетическое распределение тормозного рентгеновского излучения рассчитывалось с помощью дифференциального по энергии фотона сечения [3]. Сечение образования фотонейтронов бралось из работы [4]. Сечение образования фотонейтронов носит пороговый характер и сильно различается для разных материалов. Поэтому, несмотря на то, что первая стенка токамака Т-15МД покрыта графитом, в качестве материала мишени было выбрано железо, обладающее меньшим порогом реакции (18.5 МэВ для С, 10 МэВ для Fe).

Проведенная оценка показала, что при взаимодействии модельного пучка ускоренных электронов с вакуумной камерой образуется $2,2 \cdot 10^{13}$ нейтронов. В случае расположения точки выхода пучка вблизи от детектора, эта величина по порядку сопоставима с потоком нейтронов от реакций синтеза.

3. СИСТЕМА ДИАГНОСТИКИ НЕЙТРОНОВ НА ТОКАМАКЕ Т-15МД

На токамаке Т-15МД планируется установка следующих нейтронных диагностик:

- Система мониторов нейтронного излучения
- Система спектрометров нейтронного излучения
- Томографическая система регистрации нейтронного излучения.

Монитор нейтронного излучения состоит из 9 детекторов, 8 из которых расположены попарно по внешнему обходу токамака на расстоянии 3 м от оси токамака, а один – на оси токамака над ним (рис. 4 (а)).

Используя приведенную в п. 3.2 методику была выполнена оценка числа фотонейтронов, попадающих в разные детекторы, при различных точках выхода пучка ускоренных электронов в камере (рис. 4 (б)). При оценке предполагалось, что все фотонейтроны образуются в точке взаимодействия пучка с первой стенкой и имеют изотропное пространственное распределение.

Проводя сравнение сигналов детекторов, расположенных в разных точках по тороидальному обходу, можно приблизительно оценить точку выхода ускоренных электронов.

Спектрометр нейтронного излучения состоит из 4 детекторов, которые планируется разместить в коллиматоре. Для выбора типа спектрометрического детектора был проведен анализ порога срабатывания различных типов детекторов в зависимости от их удаления от вакуумной камеры (рис. 5). По результатам анализа были выбраны алмазные и сцинтилляционные детекторы.

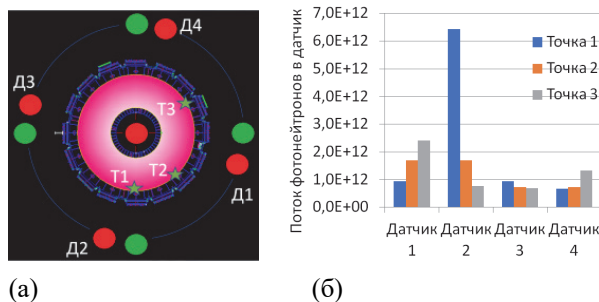


Рис. 4. (а) Схема расположения детекторов и точек выхода пучка ускоренных электронов; (б) поток нейтронов в каждый из четырех детекторов

Томографическая диагностика нейтронного излучения состоит из двух измерительных камер, с ракурсами в горизонтальном и вертикальном направлении. Горизонтальная камера содержит 9 измерительных каналов, вертикальная – 7. На текущий момент в качестве детекторов для томографии рассматриваются алмазные детекторы.

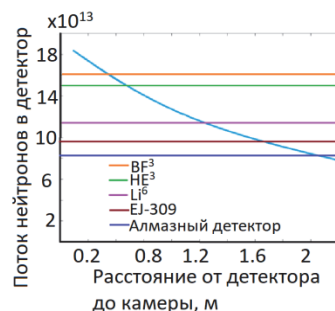


Рис. 5. Анализ порога срабатывания различных типов детекторов в зависимости от их удаленности от камеры

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведены предварительные расчеты нейтронных потоков при различных режимах работы токамака Т-15МД.

Проанализированы различные типы нейтронных детекторов.

Проведено тестирование нейтронных мониторов типа СНМ.

Рассмотрен предварительный состав нейтронной диагностики токамака Т-15МД.

Проведена оценка уровня сигнала мониторов нейтронов для различной локализации выхода пучка ускоренных электронов на стенку.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Заверяев В. С., Бритвич Г.И.** Исследование полей ионизирующих излучений на термоядерной установке токамак-10 // АЭ, 1985, т. 59, вып. 6
2. **В.И. Хрипунов.** Оценка источников и полей излучения на установке Т-15МД // ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2020, т. 43, вып. 1
3. **H. W. Koch and J. W. Motz.** Bremsstrahlung Cross-Section Formulas and Related Data // Reviews of Modern Physics, 1959. V. 31, №4. 923 p.
4. **R. Montalbetti, L. Katz and J. Goldemberg,** Photo-neutron Cross Sections // Physical Review, 1953. V. 91, №3. P. 653–673.

ПЛАЗМОДИНАМИЧЕСКАЯ СИСТЕМА ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

Генерация атмосферной плазмы привлекает большое внимание в связи с возможностью осуществления ряда уникальных плазменных технологических процессов в воздухе.

Электромагнитные плазмодинамические системы (ЭМПС) [1] относятся к наиболее перспективным в ряде применений: поверхностное упрочнение, термическое напыление, модификация поверхности. Эти системы способны ускорять частицы порошка до скорости до $2,5\text{-}3\cdot 10^3$ м/с [2]. Такая высокая скорость частиц недостижима другими методами напыления.

Однако ЭМПС работает только при низких давлениях окружающего газа ($10^2\text{-}10^3$ Па) и низкой рабочей частоте $< 0,1$ Гц, что создает проблемы при их промышленном применении. Попытки получить высокоэнергетические импульсные потоки плазмы при атмосферном давлении наталкиваются на трудности создания однородных разрядов в канале плазменного ускорителя. Разработана мощная атмосферная электромагнитная плазмодинамическая система (АЭМПС), работающая при атмосферном давлении.

1. МЕТОД ПОЛУЧЕНИЯ АЭМПС

Новый метод получения высокоэнергетических импульсно-периодических потоков плазмы при атмосферном и высоком давлении [3] заключается в формировании области газа пониженной плотности в ускорительном канале, с высокой степенью ионизации в начале канала разрядного устройства АЭМПС, где при подаче импульсно-периодического высокого напряжения образуется плазменная токовая оболочка, ускоряющаяся вдоль канала.

Для реализации метода создана гибридная двухступенчатая плазмодинамическая система [4] с первой ступенью в виде одного или нескольких плазмотронов постоянного тока с температурой потока ~ 3000 К – 4000 К при атмосферном давлении и второй ступенью в виде коаксиального плазменного ускорителя (рис.1) [3]. В этой системе плазма плазмотрона заполняет ускорительный канал. Высоковольтный импульс подается на ускоряющий промежуток, его самую узкую зону в начале канала.

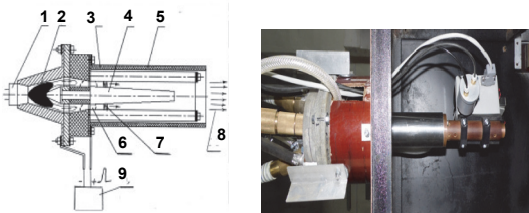


Рис1 (а) - Схема разрядного устройства АЭМПС ; (б) – общий вид разрядного устройства:

1-DC плазмотрон, 2-плазменный факел,3- экран, 4-катод, 5-стержневой анод,6- область иницирования,7- плазменная оболочка,8-поток плазмы,9-блок питания.

В результате происходит пробой с образованием плазменной токовой оболочки. В зоне формирования токовой оболочки плазмы плотность плазмы постоянного тока составляет до 0,1 атмосферы. Степень ионизации воздушной плазмы при температуре $3000\text{-}5000$ К и атмосферном давлении определяется главным образом механизмом ассоциативной ионизации и колеблется от $\sim 10^{-9}$ при 3000 К до $\sim 10^{-6}$ при 4000 К.

Для измерения параметров импульсно-периодических плазменных потоков использована комбинированная диагностическая система. Скорость потока плазмы в воздухе измерялась с помощью высокоскоростной камеры. Яркостная температура плазмы измерялась на длине волны 570 нм с помощью одноканального пирометра на основе Si-фотодиода с временным разрешением 1 мкс. Амплитуда давления на поверхности образца измерялась пьезокерамическим датчиком. Анализ щелевой развертки и результатов покадровой видеозаписи показывает, что максимальная скорость плазменного потока (Рис.2) может достигать $3 - 5 \cdot 10^3$ м/с при диаметре плазменного потока до 30 мм и длина до $150\text{-}200$ мм. Длительность излучения воздушной плазмы варьируется от 150 до 300 мкс, а яркостная температура плазмы достигает $15\text{-}20 \cdot 10^3$ К. (Рис.3). Частоты генерации плазменного потока до 4 Гц реализованы при энергии импульсного потока $3\text{-}6$ кДж в импульсе. Результаты измерений давления плазменного потока на поверхность образца (рис. 3) позволяют заключить, что величина импульсного давления может достигать $5\text{-}6$ МПа в течение 200 мкс.



Рис.2 Плазменный поток в воздухе.

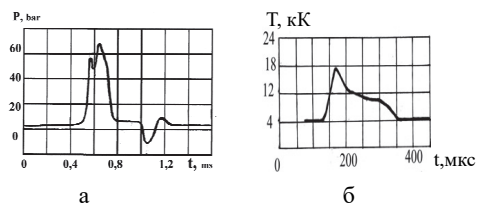


Рис.3 Давление на поверхности мишени-(а), температура потока – (б)

2. ОСОБЕННОСТИ ДВИЖЕНИЯ ПЛАЗМЕННОГО ФРОНТА

Проведен анализ физических процессов в АЭМПС. В рассматриваемом АЭМПС реализуется переходный режим ускорения плазменных токовых оболочек от режима вакуума к режиму атмосферного давления. На ранней стадии ускорения после образования плазменного токового слоя, с образованием ударной волны, процесс протекает на инертном газе и хорошо описывается в рамках модели плазменного плунжера, где плунжер ускоряется преимущественно за счет электродинамической силы. Однако по мере перехода плазменной оболочки в область плотности атмосферы более важное значение приобретают газодинамические силы. Более того, расчеты показывают, что радиационный перенос способен перемещать плазменную токовую оболочку вместе с ударной волной.

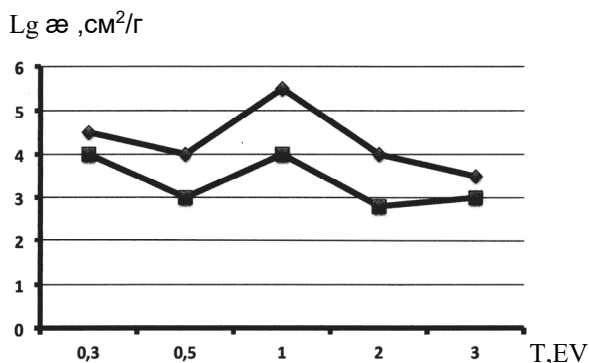


Рис. 4 Поглощение излучения воздухом (P=50 bar) в зависимости от температуры. Энергия фотонов :
 ◊ - 7,5 eV > E > 6,5 eV; ■ - E > 7,7 eV. [5].

При температуре газа за ударной волной 0,3-2 эВ давлении 30-50 бар фотоны из плазмы с энергией более 6,5 эВ поглощаются газом (рис.4). Газ нагревается, ионизируется за счет излучения и омического нагрева. Возникает электромагнитная дзвук-волна горения (ЭДВ), движущаяся вместе с ударной волной. Скорость ЭСДВ преимущественно 1-4 км/с, что и наблюдается в экспериментах. При этом газ течет к плазменной оболочке со скоростью 25 г/см² с, что вызывает расширение оболочки, что отмечено экспериментально.

3. ПРИМЕНЕНИЯ АЭМПС

АЭМПС имеет большой потенциал для термических технологий – упрочнению и термическому напылению [6].

Импульсно-периодический режим позволяет увеличить время воздействия и толщину модифицированного слоя металлов до более чем 50 -100 мкм в зависимости от числа импульсов. Оценена возможность ускорения частиц порошка до высо-

ких скоростей. В рамках модели плазменного плунжера рассмотрено течение плазмы в канале ускорителя. Частицы ускоряются плотным сгустком высокотемпературной плазмы плотностью до 10 кг/м³ и температурой 15·10³ К.

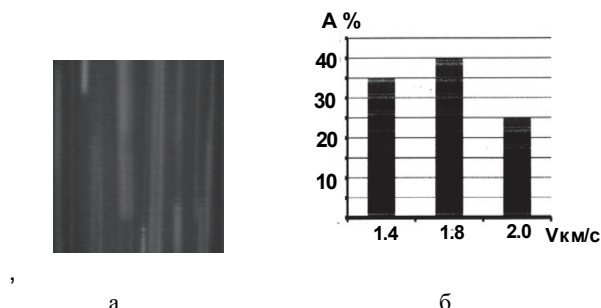


Рис. 5 Поток частиц- (а), Распределение частиц по скоростям – (б). Диаметр частиц - +10-15 мкм.

Как показали расчеты стальная частица диаметром 10 мкм ускоряется до 2,5·10³ м/с за t = 10⁻⁴ с, что коррелирует с нашими экспериментальными результатами (рис.5) .

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Морозов А.И.. Введение в плазмодинамику, М.: Наука, 2006, 600 с.
2. Usuba S., Heimann R.B. Dense Si₃N₄ coatings with high friction coefficient deposited by high-velocity pulsed plasma spraying// J. Therm Spray Tech., 2006, т.15(3), С.356–364.
3. Чивель Ю.. Метод получения высокоэнергетических импульсно-периодических потоков плазмы при атмосферном и высоком давлении, RU № 2462007, 2012.
4. Chivel Yu. Pulse-periodic source of high -energy plasma flows at air for thermal technologies // Surf. Coat Tech. 2010, V.205, P.1088–1091.
5. Авилова И.В., Биберман Л.М. и др. Оптические свойства горячего воздуха. М.: Наука, 1970, 285 с.
6. Chivel Yu., Plasmadynamic system for powder metallurgy technologies // Proc. of World PM Congress 16 , Hamburg , p. 301-310,2016.

ОЦЕНКА ТЕМПЕРАТУРНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПО СЕЧЕНИЮ МОДУЛЯ ДИВЕРТОРА ТОКАМАКА С РЕАКТОРНЫМИ ТЕХНОЛОГИЯМИ

ВВЕДЕНИЕ

Одной из важнейших задач проекта компактно-токамака реакторных технологий (ТРТ) является поиск и отработка технологий обеспечения длительного плазменного разряда (>100 с) при средней плотности теплового потока на обращенные к плазме компоненты не менее 0.2 МВт/м². Одновременное выполнение этих двух параметров является необходимым и значительным шагом на пути демонстрации возможности создания коммерчески выгодного термоядерного реактора [1].

При стационарном разряде с термоядерными параметрами плазмы, обращенные к плазме компоненты (ОПК) подвергаются повышенным тепловым нагрузкам: как радиационным, так и корпускулярным. Под действием тепловых нагрузок происходит эрозия элементов ОПК и распыление вещества нагруженной поверхности, что вызывает повышенную генерацию примесей, поступающих в плазму. Загрязнение плазменного разряда примесями с большим зарядовым числом (Fe, Ni, W и т.д.) является фактором, ограничивающим стабильность и длительность рабочего импульса токамака. Необходима разработка конструкций охлаждаемых обращенных к плазме компонентов, способных работать в условиях токамака-реактора.

На токамаке ТРТ планируется получение разрядов диверторной конфигурации с температурой $T = 6 - 8$ кэВ и плотностью $n_e = 2 \cdot 10^{20}$ м⁻³. Диверторная конфигурация разряда представляет собой особую конфигурацию магнитного поля, позволяющего выводить периферийные слои плазмы на специальные приемные диверторные мишени. Поток частиц нейтрализуется, откачивается и очищается от примесей. При этом максимальные тепловые нагрузки на диверторную мишень достигают значений в $30-40$ МВт/м², что находится на пределе физических возможностей существующих систем. На токамаке ТРТ будет осуществляться экспериментальная проверка специальных мер (качание сепаратрисы, радиационный дивертор, возобновляемые покрытия) по снижению плотности теплового потока [2].

В текущем докладе представлена оценка распределения температуры по сечению диверторного модуля ТРТ при реализации механизма качания сепаратрисы, позволяющего перераспределить тепловую нагрузку на большую поверхность. Также оценены параметры теплоносителя после охлаждения кассеты дивертора, определены потери давления потока теплоносителя.

1. ТЕПЛОВЫЕ НАГРУЗКИ

Суммарная тепловая нагрузка на диверторные пластины в основном определяется аномальным переносом плазмы поперек магнитного поля, вызванного эффектами сильной турбулентности плазмы. Плотность теплового потока максимальна в зоне контакта сепаратрисы с облицовкой диверторного модуля, причем тепловая нагрузка приходится в узкий слой с радиальным масштабом λ_q . Оценки величины масштаба λ_q можно произвести по скейлингу (ур. 1), предложенному в рамках дрейфовой модели [3]. Скейлинг хорошо описывает экспериментальные данные в современных токамаках (рис. 1) [4].

$$\lambda = 5671 P_{sol}^{\frac{1}{8}} \frac{(1+k^2)^{\frac{5}{8}} a^{\frac{17}{8}} B^{\frac{1}{4}}}{I^{\frac{9}{8}}} \left(\frac{2\bar{A}}{\bar{Z}^2(1+\bar{Z})} \right)^{\frac{7}{16}} \left(\frac{Z_{эфф} + 4}{5} \right)^{1.8} \quad (1)$$

где P_{sol} – мощность, вводимая в периферийные области плазмы; k – вытянутость; $\bar{A} = \sum_i n_i A_i / \sum_i n$; $\bar{Z} = n_e / \sum_i n_i$; R, a – большой и малый радиусы токамака, B – тороидальное магнитное поле; I_p – ток плазмы; $Z_{эфф}$ – эффективный заряд.

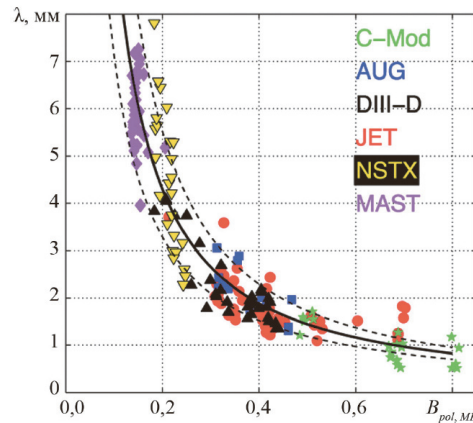


Рис. 1. Зависимость радиального размера слоя λ_q от полоидального магнитного поля для разных современных токамаков. Сплошной линией показан расчет по ур. 1.

Оценки масштаба λ_q для параметров ТРТ дают значение около 1.5 мм, что дает оценку плотности теплового потока на диверторные пластины в $400-2000$ МВт/м². Ориентируя приемные пластины дивертора под острым углом к линиям магнитного поля, существует возможность снизить плотность теплового потока до 20 раз. Однако такая ориентация не способна снизить уровень тепловых нагрузок до приемлемых значений, поэтому необходимо применять дополнительные меры по снижению плотности теплового потока.

2. КОНСТРУКЦИЯ ДИВЕРТОРА ТРТ

Дивертор токамака ТРТ формируется из 54 отдельных сборок-кассет, состоящих из корпуса кассеты, прикрепленных к нему обращенных к плазме элементов (ОПЭ), а также труб, обеспечивающих переток охлаждающей воды между ОПЭ и корпусом кассеты. Обращенные к плазме поверхности дивертора сформированы пятью компонентами: внутренней и наружной вертикальными мишенями (ВВМ и НВМ), внутренней и наружной отражающими мишенями (ВОМ и НОМ) и куполом. Все 54 кассеты классического дивертора полностью идентичны, за исключением их диагностического оснащения. Корпус кассеты показан на рис. 2 [2].

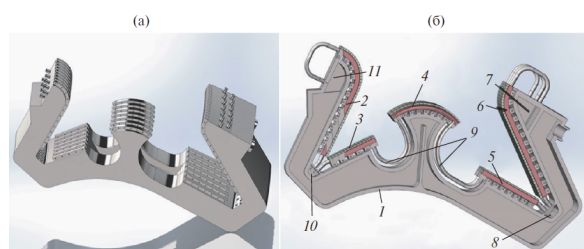


Рис. 2. Корпус кассеты классического дивертора (а) и продольное сечение кассеты в сборе (б). 1 – корпус кассеты; 2 – ОПЭ ВВМ; 3 – ОПЭ ВОМ; 4 – ОПЭ купола; 5 – ОПЭ НОМ; 6 – ОПЭ НВМ; 7 – входной коллектор НВМ; 8 – Переливной коллектор НВМ; 9 – трубы Ø15х1,5 мм; 10 – переливной коллектор ВВМ; 11 – входной коллектор ВВМ.

Приемные мишени представляют собой прямые или изогнутые бруски из хромциркониевой бронзы БрХЦр с каналами охлаждения Ø12 мм. Обращенная к плазме поверхность всех ОПЭ облицовывается вольфрамовыми плитками толщиной 4 мм с медным подслоем толщиной 1 мм. Наличие относительно мягкого медного подслоя на облицовочных плитках необходимо для снижения термомеханических напряжений между вольфрамом и бронзой.

3. ОЦЕНКА ТЕМПЕРАТУРЫ ПОВЕРХНОСТИ

Существующие материалы и конструкции охлаждаемых модулей не способны воспринимать стационарные тепловые нагрузки с плотность теплового потока, большей чем 30-40 МВт/м². Оценки теплового потока для токамака ТРТ на порядок превышают эти значения, поэтому было проведено моделирование стационарного охлаждения диверторного модуля при реализации механизма качания сепаратрисы. При качании сепаратрисы тепловые потоки «размазываются» по большей площади. При моделировании радиальный размер такой области принимался равным 40 мм, а плотность теплового потока 20 МВт/м².

Оценка температуры поверхности производилась в программном комплексе COMSOL Multiphysics. Для задания расчетной геометрии использовался САД комплекс SOLIDWORKS. Вид расчетной модели сегмента модуля дивертора показан на рис. 3. В качестве теплоносителя задавалась вода с параметрами: $p = 3 \text{ МПа}$, $T_{\text{ex}} = 70 \text{ }^\circ\text{C}$, $\bar{v}_{\text{ex}} = 10 \text{ м/с}$.

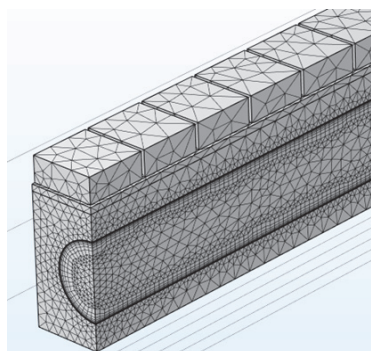


Рис. 3. Вид сегмента модуля дивертора ТРТ с расчетной сеткой в программном комплексе COMSOL Multiphysics.

Полученное в результате расчетов температурное распределение показано на рис. 4. Температура вольфрамовой облицовки модуля не превышает 600°C. Температура внутренней поверхности канала охлаждения не превышает 230°C, что меньше температуры насыщения при заданном давлении теплоносителя. Потери давления на одном модуле кассеты составили 0.56 МПа.

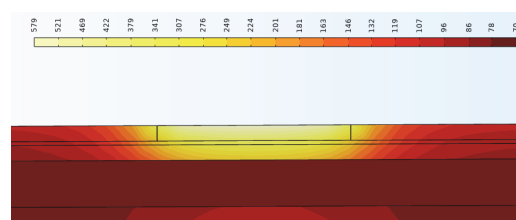


Рис. 4. Температурное распределение в диверторе при «качании» сепаратрисы

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполнена оценка распределения температуры по сечению модуля дивертора токамака ТРТ при реализации механизма «качания» сепаратрисы по области с радиальным размером 40 мм. Предварительный анализ показал возможность успешного функционирования диверторного модуля при описанных условиях и тепловых нагрузках до 20 МВт/м².

В дальнейшем планируется провести уточненное моделирование охлаждения модуля дивертора для разных режимов работы токамака ТРТ при различных модификациях дивертора – радиационный дивертор, возобновляемые покрытия, охлаждение двухфазным теплоносителем.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Красильников А.В. и др., Токамак с реакторными технологиями (TRT): концепция, миссии, основные особенности и ожидаемые характеристики // Физика плазмы, 2021, том 47, №11, с.970-985.
2. Мазуль И.В. и др., Обращенные к плазме компоненты токамака TRT // Физика плазмы, 2021, том 47, №12, с. 1103-1122.
3. Goldston R.J., Heuristic drift-based model of the power scrape-off width in H-mode tokamaks // Nuclear Fusion, 2012, vol. 52, №1, 013009.
4. Будаев В.П. Плазменно-тепловая нагрузка в диверторе термоядерного реактора-токамака // Вестник МЭИ. 2019. № 4. С. 22—33. DOI: 10.24160/1993-6982-2019-4-22-33.

ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ КОМПОНЕНТОВ (ВАКУУМНОЙ КАМЕРЫ, ТЕПЛОВОГО ЭКРАНА И КРИОСТАТА) УСТАНОВКИ ТРТ

ВВЕДЕНИЕ

Токамак с реакторными технологиями (TRT) представляет собой компактную электрофизическую установку с сильным магнитным полем, мощным дополнительным нагревом плазмы и обмотками электромагнитной системы на основе высокотемпературного сверхпроводника, предназначенную для решения физико-технических задач, изложенных в работе [1].

Цель работы заключается в: оценке отводимого тепла от компонентов, обращенных к плазме, оценка коэффициентов гидравлического сопротивления для двух теплоносителей – азота и воды; моделирование нагрева, описание систем криогенного обеспечения (СКО) и вакуумной откачки (СВО), подбор оборудования.

1. ГЕОМЕТРИЯ УСТАНОВКИ ТОКАМАКА ТРТ

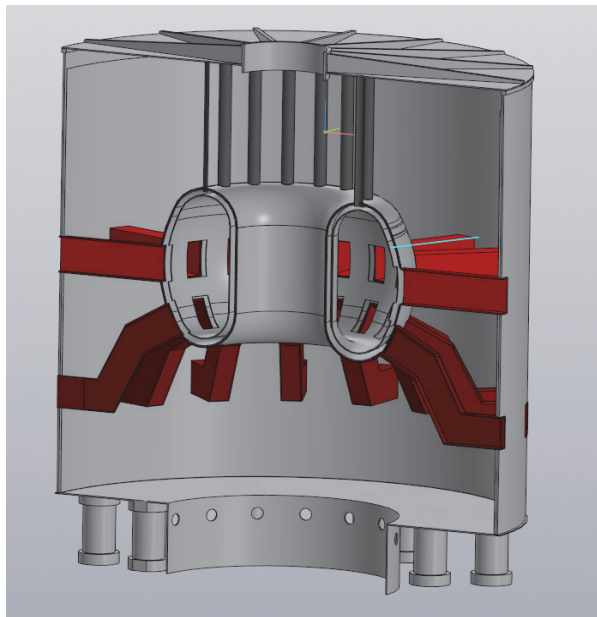


Рис. 1 Вид токамака ТРТ в разрезе (показана вакуумная камера, прилегающие к нему патрубки, тепловой экран и криостат)

1.1. Криостат

Криостат, представляет собой герметичную цилиндрическую оболочку, внутри которой создается вакуум для сокращения теплопритоков со стенок криостата. Помимо механических функций, криостат формирует второй барьер безопасности для активированных материалов внутри вакуумной камеры и является несущей структурой для электромагнитной системы и вакуумной камеры, установленных внутри него. Материал, из которого будет сделан криостат – AISI 304L, объем 1170 м³, высота 11 м, диаметр 12 м, масса – 317 т.

1.2. Тепловой экран

Для обеспечения тепловой изоляции криогенной ЭМС от функционирующей при температуре 200°C вакуумной камеры и стенок криостата, находящихся при

комнатной температуре, были специально разработаны теплоизоляционные экраны. В дополнение к тепловым развязкам также имеются тепловые экраны на опорах, чтобы перехватывать с них излучение на себя.

1.3. Вакуумная камера

Вакуумная камера является первым барьером безопасности установки и предназначена для получения вакуумного объема с характеристиками, обеспечивающими формирование, нагрев, удержание и наблюдение за плазменным шнуром.

Вакуумная камера (ВК) TRT будет иметь двустенную конструкцию из аустенитной нержавеющей стали AISI 316LN. Внешняя и внутренняя стенки ВК будут иметь толщину 25 мм и будут соединены ребрами толщиной тоже 25 мм. Внешний диаметр ВК равен 664 см, высота – 385 см, масса – 170 т. Охлаждение ВК будет обеспечиваться циркулирующей водой под давлением 1 МПа и при температуре 30°C. Анализ механических нагрузок, проведенный для конструкций ВК и пассивных стабилизирующих витков, показал, что как в стационарных режимах, так и при срывах плазмы индуцированные нагрузки будут ниже допустимых пределов.

Полная толщина ВК, включая размещенные на ее внешней поверхности блоки радиационной защиты составляет 220 мм. Гидравлические и тепловые расчеты были проведены для проектных режимов циркуляции воды в каналах между стенками и внутренними ребрами ВК для режимов работы токамака и прогрева ВК до 170°C.

2. СИСТЕМА КРИОГЕННОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ (СКО) АЗОТНЫХ (ТЕПЛОВЫХ) ЭКРАНОВ И СТЕНКИ КРИОСТАТА



Рис. 2 Структура криогенной установки общий вид

Криогенная установка (см. рис. 2) для охлаждения экранов и криостата выглядит следующим образом: в ней имеется четыре ступени – ступень подготовки рабочего тела (СПТ), ступень предварительного охлаждения (СПО), ступень окончательного охлаждения (СОО), и ступень использования результатов (СИО). Рабочим телом в замкнутом контуре охлаждения для тепловых экранов выступает жидкий азот. Для перекачки азота при расходе в 0.85 л/с понадобится оборудование со следующими характеристиками: мощность азотного компрессора 700 кВт, ссылаясь на статью [4], теплообменник [6] (700 кВт, макс. давление 10 бар), детандер ДПВ (предназначены для получения низких температур)

Производительность, м ³ /час	140
Начальное давление, МПа (кг/см ²)	20 (200)
Конечное давление, МПа (кг/см ²)	0,5 (5)
Холодопроизводительность, Вт	4300

Азотная криогенная система: из резервуаров хранения жидкого азота, азот будет поступать на установку. Обрато будет приходить уже нагретый азот, прошедший азотный контур теплового экрана через емкость-предоохладитель. Также в АКС схеме будут располагаться пара насосов, турбокомпрессор и эжектор. За счет использования установки обратной конденсации контур АКС является замкнутым, отсутствуют потери азота. Процесс обратной конденсации азота проходит из компрессора через теплообменники и дроссель.

Водяное охлаждение для вакуумной камеры: дистиллированная вода подается по трубам со входными и выходными вентилями. Вентили установлены на раздающем и сливном коллекторах, соединенных с водяными магистралями через дистанционно управляемые затворы. Резервуары воды использовать не предполагается. Система охлаждающей воды включает в себя несколько замкнутых контуров теплообмена, а также систему отвода тепла (HRS) с открытым контуром. Тепло, образующееся в плазме во время дейтерий-тритиевой реакции, будет передаваться через систему охлаждающей воды токамака (TCWS) в систему охлаждающей воды промежуточных компонентов (CCWS) и в систему отвода тепла (HRS), которая будет отводить тепло в окружающую среду. Таким образом, основным компонентом такого контура являются насосы, перекачивающие воду, и насосы высокого давления (установлены будут подводящие и отводящие коллекторы).

3. СИСТЕМА ВАКУУМНОЙ ОТКАЧКИ (СВО) ТОКАМАКА ТРТ (КРИОСТАТА, ВАКУУМНОЙ КАМЕРЫ)

Основные параметры ТРТ для расчета системы вакуумной откачки и поддержания рабочего давления, были взяты следующие параметры [5]:

Объем вакуумной камеры с патрубками (без)

$$V = 112 \text{ м}^3 (70 \text{ м}^3)$$

Температура вакуумной камеры в режиме импульса

$$T = 30^\circ\text{C}$$

Температура обезгаживающего прогрева

$$T_0 = 170^\circ\text{C}$$

Требуемое остаточное давление

$$P = 1 \cdot 10^{-8} \text{ Па}$$

Итоговое время откачки вакуумной камеры составило 23.5 часа. Если дополнительно учитывать, что нужно получить вакуум в патрубках, то объем увеличивается до

112 м³, а значит время откачки будет увеличено и равно 37.5 часам. Аналогично было рассчитано время достижения вакуума в криостате. Блок откачки криостата состоит из 8 турбомолекулярных насосов, попарно разбитых на подблоки. Для них также к каждому будет свой форвакуумный насос. Итого 16 насосов + 4 криогенных. Доводя объем криостата 1170 м³ до рабочего давления $1 \cdot 10^{-4}$ Па получим примерно 140 часов работы.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе данной работы был произведен тепловой расчет криостата, теплового экрана и вакуумной камеры:

- оценены тепловые потоки, отводимые от теплового экрана, вакуумной камеры;
- оценены коэффициенты гидравлического сопротивления для двух теплоносителей – азота и воды ($\xi = 0.014$ и $\xi = 0.017$ соответственно);
- проведено моделирование в программной среде Comsol Multiphysics;
- описаны системы криогенного обеспечения (СКО) и вакуумной откачки (СВО); также был проведен расчет времени откачки вакуумной камеры, криостата.

Таблица 1. Технические требования проекта токамака ТРТ к обеспечивающей инженерно-энергетической инфраструктуре площадки размещения

Система	Проектные характеристики
Первичный вакуум (плазменная камера)	Полный объем 70 м ³ Рабочее давление 3·10 ⁻⁶ Па
Вторичный вакуум (в стране криостат – машина)	Полный объем 1170 м ³ Рабочее давление 1·10 ⁻⁶ Па
Азотная криогенная система (захолаживание и охлаждение)	Массовый расход азота 850 г/с Мощность азотного компрессора 700 кВт
Система водяного охлаждения (вак. камера)	Расход воды 15 м ³ /ч

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Красильников А.В., Коновалов С.В., Бондарчук Э.Н., Мазуль И.В. и др. Токамак с реакторными технологиями (TRT): концепция, миссия, основные особенности и ожидаемые характеристики. Физика плазмы, 2021, том 47, № 11. с. 970–985
2. Антропов Д.А., Бондарь А.В., Кедров И.В., Кузьмин Е.Г., Марченко Т. А.. Криостат и вакуумная камера TRT. Физика плазмы, 2021, том 47, № 12. с. 1146–1151
3. Комов А.Т. Вакуумные, криогенные и сверхпроводящие системы токамаков. Москва, издательство МЭИ, - 2022. с. 400-402
4. Субботин М.Л., Гостев А.А., Хрипунов В.И.. Некоторые особенности размещения токамака ИГНИТОР на площадке АО «ГНЦ РФ ТРИНИТИ». ВАНТ т.41 вып. 3 2018 С.84
5. Карпов Д.А., Иванов А.Г., Лившиц А.И., Драничников А.Н.. Система вакуумной откачки токамака TRT. Физика плазмы, 2021, том 47, № 12, с. 1152–1169.
6. Главпулторг. URL: <https://glavpooltorg.su> (дата обращения 10.05.2024)

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПРОФИЛЕЙ ЭЛЕМЕНТОВ ПЕРВОЙ СТЕНКИ НА ТОКАМАКЕ ТРТ

ВВЕДЕНИЕ

TRT – токамак с реакторными технологиями является компактным стационарным токамаком с высоким магнитным полем, с ЭМС из ВТСП, с дейтериевой термоядерной плазмой, с возможностью ограниченных радиационным разогревом ДТ экспериментов, разрабатываемым учреждением ГК Росатом «Проектный центр ИТЭР» в кооперации со специалистами АО НИИЭФА, НИЦ «Курчатовский институт», АО «ГНЦ РФ ТРИНИТИ», ИЯФ СО РАН и ИПФ РАН.

В данной работе определены температурные распределения на элементах первой стенки:

- По данным из литературных источников построена 3D модель первой стенки (ПС) с каналами ее охлаждения;
- С учетом параметров ПС и требований к характеристикам охлаждающей воды построены температурные профили для самого нагруженного сегмента ПС.

1. РАЗМЕРЫ СЕГМЕНТОВ ПЕРВОЙ СТЕНКИ

Рассмотрен приведенный в [1] общий вид первой стенки (рис. 1), и определены параметры длины и положения каждого ряда ПС, они приведены в таблице 1. В таблице 2 приведены оставшиеся необходимые параметры первой стенки.

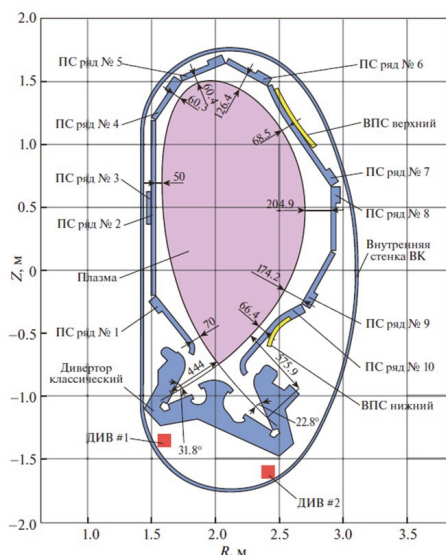


Рис. 1 Общий вид первой стенки и дивертора в начале работы TRT. Желтым показаны витки пассивной стабилизации, а красным – полоидальные витки для качания точек выхода сепаратрисы на пластины дивертора.

Таблица 1. Длины рядов первой стенки

№ ряда первой стенки	Длина, мм
ПС1	531.5
ПС2-ПС3	1406.3
ПС4	375.0
ПС5	375.0
ПС6	375.0
ПС7	937.5
ПС8	500.0
ПС9	500.0
ПС10	687.5

Таблица 2. Параметры первой стенки

Параметр	Значение	Параметр	Значение
Число пластин на моделируемом участке	От 8 на сегмент	Длина канала	От 375 мм до ~1400 мм
Материал канала	Медь	Диаметр канала	40 мм
Материал пластин	Бериллий	Скорость воды на входе	10 м/с
Толщина пластин	10 мм	Температура воды на входе	70°C
Ширина пластины	25 мм	Давление воды	3 Мпа
Зазор между пластинами	5 мм		–

2. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРВОЙ СТЕНКИ И ТЕПЛОВЫЕ ПРОФИЛИ

В программном продукте COMSOL смоделированы элементы первой стенки (рисунок 2) на основании данных из [2] и коллекторы отвода-подвода охлаждающей воды (рисунок 3).

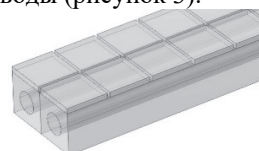


Рис. 2 Модель первой стенки

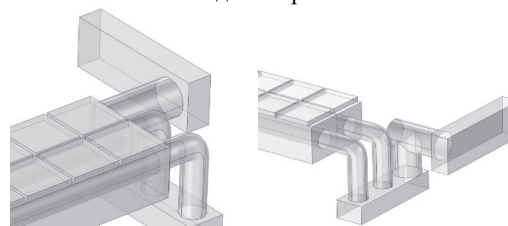


Рис. 3 Модель первой стенки с коллектором. Рассмотрены температурные профили для не-

скольких вариантов пар параметров (давление и скорость жидкости) охлаждающей воды. Для двух значений давления (2 и 3 МПа) и трех значений скорости жидкости (5, 7.5 и 10 м/с) построены профили температуры для самого нагруженного ряда ПС и коллектора.

Температурные профили для ПС и коллектора представлены на рисунках 4 и 5 соответственно.

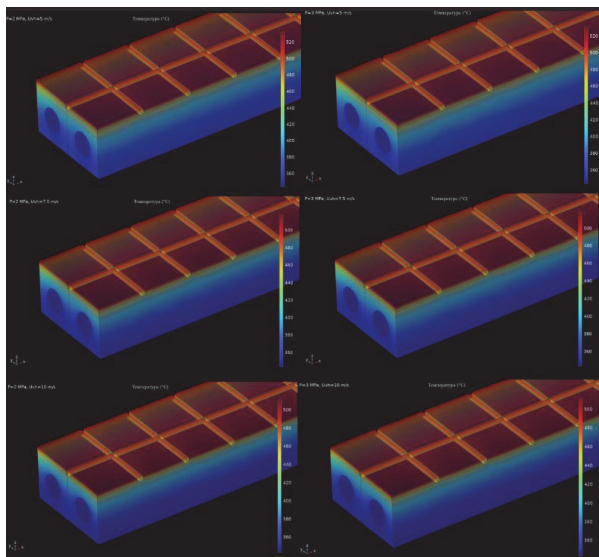


Рис. 4 Температурный профиль самого нагруженного ряда ПС для давлений 2 МПа (первый столбец) и 3 МПа (второй столбец, а также скоростей охлаждающей воды 5 м/с (первая строка), 7.5 м/с (вторая строка) и 10 м/с (третья строка)

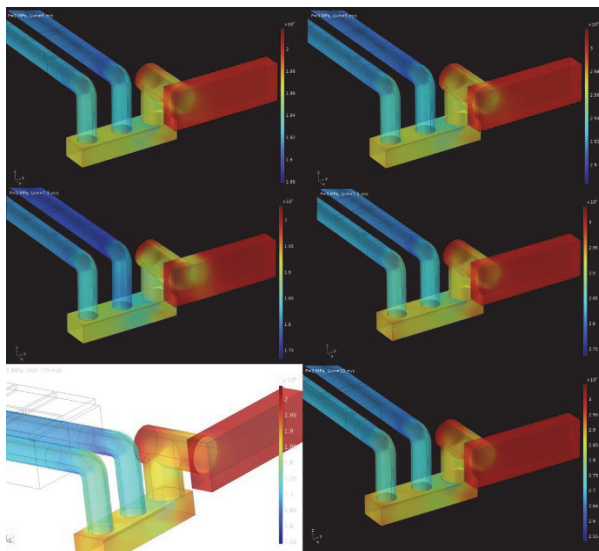


Рис. 5 Температурный профиль коллектора для давлений 2 МПа (первый столбец) и 3 МПа (второй столбец, а также скоростей охлаждающей воды 5 м/с (первая строка), 7.5 м/с (вторая строка) и 10 м/с (третья строка)

Также для детального рассмотрения на рисунке 6 представлен профиль температуры самого нагруженного ряда ПС в поперечном сечении.

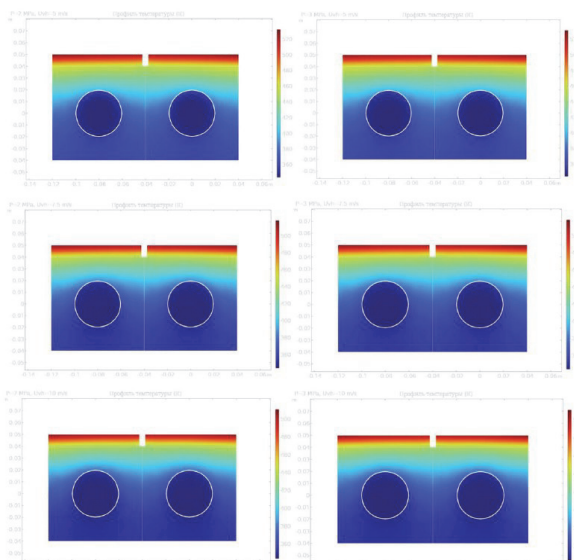


Рис. 6 Температурный профиль поперечного сечения самого нагруженного ряда ПС

Из представленных выше профилей сделан вывод об отсутствии необходимости в поддержании высокого давления жидкости (3 МПа) и ее скорости (10 м/с). Различия в теплопередаче при давлении 3 МПа, скорости 10 м/с и давлении 2 МПа и скорости 5 м/с незначительны. Потому целесообразно снизить изначальные параметры охлаждающей воды до давления 2 МПа и скорости 5 м/с.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

По итогам данной работы:

- На основе данных из литературных источников определены параметры ПС токамака ТРТ.
- Построены 3D модели первой стенки и коллектора.
- На основе 3D моделей и параметров охлаждающей воды построены температурные профили самого нагруженного ряда ПС и коллектора для двух давлений и трех скоростей жидкости.

В результате анализа температурных профилей сделан вывод о возможности снижения представленных в литературных источниках давления охлаждающей воды и ее скорости (3 МПа и 10 м/с) до давления 2 МПа и скорости 5 м/с.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Красильников А.В. и др. Токамак с реакторными технологиями (TRT): концепция, миссии, основные особенности и ожидаемые характеристики //Физика плазмы. 2021. Т. 47. №. 11. С. 970-985.
2. Пискарев П.Ю. и др. Электромагнитный анализ вариантов конструкции панели первой стенки токамака ТРТ и её оптимизация по результатам расчётов, полученным для сценария VDE вниз //ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез. 2022. Т. 45. №. 4. С. 45-55.
3. Пискарев П.Ю. и др. Компоненты, обращённые к плазме, в проекте ТРТ: конструкция, материалы и технологии //ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез. 2024. Т. 47. №. 1

А.В. Тверской¹, В.С. Тверской^{1,2}, М.К. Кылышканов³,
М.А. Подойников³, К.А. Шестаков³

¹«ПЛАЗАРИУМ», 109316, Москва, проспект Волгоградский, дом 42, корпус 5

²Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

³«Ульбинский металлургический завод», Усть-Каменогорск, Республика Казахстан

МОДЕЛИРОВАНИЕ РАВНОВЕСНЫХ СОСТОЯНИЙ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ MgFON ДЛЯ ПЛАЗМЕННОГО ПИРОГИДРОЛИЗА ФТОРИДА МАГНИЯ С ПОЛУЧЕНИЕМ ОКСИДА МАГНИЯ И ФТОРОВОДОРОДА

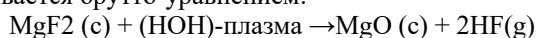
ВВЕДЕНИЕ

В технологическом процессе магниитермического восстановления фторида бериллия образуется фторид магния в качестве отхода производства. Необходимость переработки фторида магния с получением товарного оксида магния и возвратом фтора в виде фтороводородной кислоты в производственный процесс в АО Ульбинский металлургический завод (УМЗ, Казатомпром) обуславливает актуальность исследования возможности использования пароводяной плазмы для переработки фторида магния методом пирогидролита.

Настоящая работа посвящена определению основных технологических режимов проведения процесса плазменного пирогидролита фторида магния методом моделирования на ЭВМ равновесных состояний многокомпонентной гетерогенной термодинамической системы MgFON. Необходимо определить принципиальную возможность получения целевых продуктов и условия, обеспечивающие максимальный выход целевых продуктов.

1. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

В качестве модели процесса принято, что поток (MgFON)-плазмы генерируют смешением дисперсного потока фторида магния с потоком водяной плазмы, получаемой электродуговым разрядом в перегретом водяном паре. Процесс конверсии описывается брутто-уравнением:



Из результатов термодинамических расчетов следует, что имеет место зависимость состава равновесной реагирующей смеси $\text{MgF}_2 + (\text{HON})$ от температуры, давления и мольного соотношения реагентов. Компьютерный расчет состава в этой системе производили в диапазоне давлений 0,025–0,225 МПа и интервале температур 1500–5000 К для исходных мольных соотношений компонентов $n = \text{HON}/\text{MgF}_2 = 1\text{--}3,4$. Система $\text{MgF}_2\text{--}(\text{HON})$ в области высоких температур содержит 4 элемента и 26 компонентов с концентрацией массовых долей не менее E-21, из которых 24 газообразные (g), 2 (MgO , MgF_2) конденсированные (c).

На рис. 1 показано изменение массовой доли исходных компонентов (MgF_2 , $(\text{HON})\text{-плазма}$) и целевых продуктов (MgO , HF) в зависимости от температуры для $n = \text{HON}/\text{MgF}_2 = 1$, $p = 0,1$ МПа, $T = 1500\text{--}5000$ К.

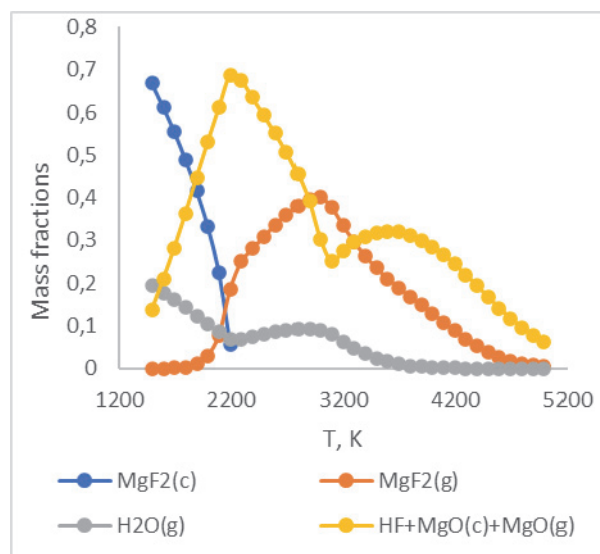


Рис. 1. Конверсия MgF_2 как функция температуры при мольном отношении $n = \text{HON}/\text{MgF}_2 = 1$, $P = 0,1$ МПа.

Из графиков рис. 2, 3 следует, что существует максимум выхода целевых продуктов в зависимости от мольного соотношения реагентов в интервале $n = 1,5\text{--}2,0$. При этом с увеличением n температура реакции, при которой достигается максимум выхода целевых продуктов, уменьшается почти линейно с 2100 К при $n = 1,5$ до 1800 К при $n = 2,5$.

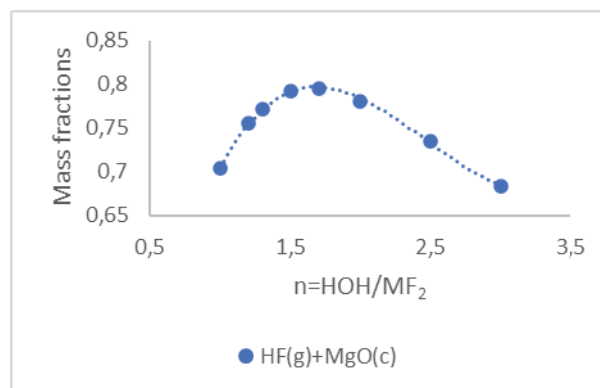


Рис. 2. Зависимость суммарной массовой доли целевых продуктов (HF , MgO) от соотношения реагентов.

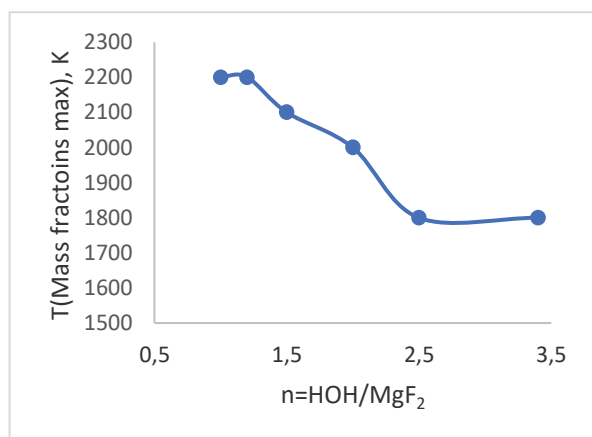


Рис. 3. Зависимость температуры реакции пирогидролита от мольного соотношения исходных реагентов для максимума массовой доли целевых продуктов.

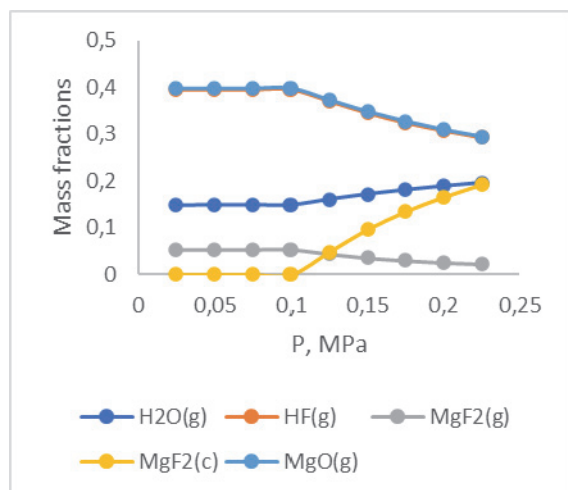


Рис. 4. Зависимость массовой доли продуктов пирогидролита от давления при $T=2023\text{ K}$, $n=1$.

Результаты моделирования равновесных состояний системы MgFON показывают, что в продуктах гидролиза присутствует пар фторида магния в количествах, которые для максимума целевых продуктов не позволяют на выходе из реактора использовать закалку потока и выделить фторид магния вместе с оксидом магния из-за неполучения в этом случае товарного качества оксида магния. Снижение температуры и увеличение соотношения реагентов в пользу большего избытка воды относительно стехиометрии приводит, например при $n=2,5$, к уменьшению доли фторида магния в продуктах гидролиза в 5 раз, однако при этом уменьшается количество целевых продуктов на 7,69 мас.% и появляется необходимость энергозатрат на подогрев избытка воды. Поскольку оптимальная организация плазмотермических процессов предполагает рекуперацию высокопотенциального тепла, содержащегося в продуктах реакции, получение необходимого количества пара-реагента возможно. Поэтому при продолжении исследований необходимо сравнить целесообразность отклонения от

оптимального режима ведения процесса пирогидролита с технологической возможностью последовательного ступенчатого разделения конденсированной и парогазовой фаз при котором сначала горячей сепарацией выделяют оксид магния, а затем после охлаждения потока выделяют конденсированный фторид магния.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Отсутствуют принципиальные физико-химические ограничения для осуществления плазменной технологии конверсии дисперсного фторида магния в водопаровой плазме на оксид магния и фторид водорода.
2. Из условия максимума суммарной массовой доли целевых продуктов (HF, MgO) установлено оптимальное значение мольного соотношения исходных реагентов $n=HON/MgF_2=1,686$, температура процесса $T=2023\text{ K}$, давление $p=100\text{ кПа}$ и небольшое разрежение в реакторе в целях безопасности эксплуатации. В продуктах конверсии присутствует исходный материал $MgF_2(g)$ в газообразном виде.
3. Полученные данные могут быть использованы в организации рабочих процессов переработки фторида магния в оксид магния и фтороводород.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Раков Э.Г., Туманов Ю.Н., Бутылкин Ю.П. и др.** Основные свойства неорганических фторидов. Справочник под ред. Н.П. Галкина. М.: Атомиздат, 1976. 400 с.
2. **Раков Э.Г., Тесленко В.В.** Пирогидролит неорганических фторидов. – М.: Энергоатомиздат, 1987. 152 с.
3. **Туманов Ю.Н.** Электротехнологии нового поколения в производстве неорганических материалов: экология, энергосбережение, качество. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2013. – 816 с. – ISBN 978-5-9221-1516-2. – Глава 5. Технологии фторидного аффинированного сырья для осуществления электротехнологий нового поколения. - С. 240-246.
4. **Власов В.А., Тихомиров И.А., Сосновский С.А.** Термодинамическое моделирование плазмохимических процессов переработки фторидов металлов /Известия Томского политехнического университета. 2003. Т. 306. № 2. С. 42-44.
5. **Сагдолдина Ж.Б., Кылышканов М.К., Маулет М., Торбек К.Ж.** Плазмохимический способ переработки промышленных отходов фторида магния. / В сборнике: Новые материалы и технологии: порошковая металлургия, композиционные материалы, защитные покрытия, сварка. Материалы 15-й Международной научно-технической конференции, посвященной 50-летию основания государственного научного учреждения «Институт порошковой металлургии имени академика О.В. Романа». Минск, 2022. С. 718–721.
6. **Kylyshkanov M.K., Shestakov K.A., Sagdoldina Zh.B., Rakhadilov B.K., Kengesbekov A.B.** Processing of industrial waste by plasma-chemical method / Bulletin of the Karaganda University. Physics Series. 2021. № 3 (103). С. 45-51.

ТЕХНИКА ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ ПАРОВОДЯНОЙ ПЛАЗМЫ

ВВЕДЕНИЕ

Настоящая конференция посвящена 300-летию Российской академии наук и 45-летию кафедры «Общей физики и ядерного синтеза» МЭИ. Предлагаемый Вашему вниманию доклад посвящен также 20-летию компании «ПЛАЗАРИУМ». В настоящее время «ПЛАЗАРИУМ» — это мировой лидер в области инноваций и производства электродуговой плазменной техники и технологий для экологического, энергетического и специального применения пароводяной плазмы, экспорт во множество стран на четырех континентах. Поэтому выбор темы доклада обусловлен необходимостью подвести итоги, обосновать направления формирования опережающего научно-технического задела и, без ущерба для коммерческой составляющей, описать современную востребованность плазменной техники и технологий пароводяной плазмы в промышленности.

2. ИСТОРИЧЕСКИЕ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ

Пароводяная плазма давно привлекает внимание своими высокими термодинамическими, оптическими и транспортными свойствами, химической и каталитической активностью, а также как водородсодержащая среда для осуществления различных плазмохимических процессов и, как утверждают некоторые исследователи, процессов трансмутации элементов вследствие низкоэнергетического ядерного синтеза.

Первым упоминанием о пароводяной плазме принято считать возбуждение электрической дуги в водяной трубке, образуемой либо путем тангенциального ввода воды в цилиндрическую дуговую камеру, либо за счет механического вращения корпуса камеры, в которую извне подается определенное количество воды [1]. Эта вода вовлекается во вращение и под действием центробежных сил образует на боковых стенках водяной слой заданной толщины, который одновременно защищает стенки камеры от нагрева и является источником рабочего вещества — водяного пара. Избыток воды сливается через открытые торцы.

Электрическая дуга в водяной трубке первоначально исследовалась в качестве источника света с очень высокой поверхностной яркостью. Затем плазмотроны с водяной стабилизацией дуги представляли интерес как источники плазмы, состоящей

из продуктов диссоциации водяного пара, и как тепловой источник реактивной тяги [2]. В то же время начали изучать возможность применения пароводяной плазменной струи, выделенной из электрической дуги, для резки металлов [4]. Дальнейшие исследования показали, что пароводяная плазма является самой оптимальной средой для целого ряда производств, связанных с получением синтетических продуктов, переработкой вредных отходов, процессах газификации твердых топлив, получением водорода, для замены источников тепла использующих ископаемое топливо и др.

Исторически сложились два направления генерации пароводяной плазмы: посредством электрической дуги, стабилизированной вихревым потоком жидкости [4-6] или сухого перегретого пара [7]. В настоящем сообщении рассматриваются генераторы плазмы и плазменные системы основанные на применении перегретого водяного пара в качестве плазмообразующей среды.

Первые попытки создания дуговых генераторов пароводяной плазмы использующих стабилизирующее действие парового вихря [5] показали эрозию медных электродов на несколько порядков выше, чем при использовании воздуха в качестве плазмообразующей среды, и неустойчивость режима работы по всем параметрам. Это было связано со спецификой свойств водяного пара, а также с необходимостью его получения из воды и с последующим введением в плазмотрон. Поэтому успешной работе парового плазмотрона предшествовал целый ряд специальных исследований по выяснению условий, которым должна удовлетворять конструкция паровихревого плазмотрона для стабильного горения электрической дуги. В дальнейшем при разработке паровых плазмотронов был использован весь опыт, наработанный при создании плазмотронов с газовихревой стабилизацией дуги.

Из литературных источников известны плазменные системы с плазмотронами, работающими на водяном паре в качестве плазмообразующей среды, и прямоточным парогенератором [7]. Обсуждаются характеристики и результаты использования паровых плазмотронов [8]. Однако, сведения инженерного содержания, необходимые для конструирования паровых плазмотронов, освещены недостаточно для практического использования. Кроме этого, отсутствует освещение вопросов, касающихся оборудования необходимого для эксплуатации паровых плазмотронов в составе технологических комплексов.

3. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ТЕХНИКИ ПАРОВОДЯНОЙ ПЛАЗМЫ

Анализ современного состояния физики и техники электродуговой пароводяной плазмы показывает, что со стороны инженерной практики нет препятствий для промышленного применения плазменных систем с электродуговыми плазмотронами, использующими в качестве плазмообразующей среды водяной пар. Существующая техника электродуговой пароводяной плазмы и возможности ее совершенствования могут быть положены в основу решения прикладных задач.

Выполненное авторами обобщение сведений о создании и использовании генераторов пароводяной плазмы делает их доступными для эксплуатационного персонала технологических комплексов и является научно-методической базой для дальнейшего развития техники пароводяной плазмы. Знание специфических особенностей, отличающих паровой плазмотрон от плазмотронов, использующих молекулярные плазмообразующие газы не конденсирующиеся при обычных условиях применения, необходимо для правильной эксплуатации паровых плазмотронов.

Исследование паровихревого плазмотрона малой мощности, выполненного по схеме автоплазмотрона, позволило осуществить анализ рабочих процессов электродугового генератора пароводяной плазмы, в результате которого разработана, теоретически обоснована и реализована концепция проектирования парового плазмотрона и его элементов.

Разработаны и нашли практическое применение промышленные плазмотроны линейной схемы, в которых экспериментально показано увеличение термического КПД с традиционного значения 0,6-0,7 до 0,84-0,86.

На основе экспериментального изучения профиля плазменных струй паровых плазмотронов разработана инженерная модель пароводяной плазменной струи. В аксиальном распределении температуры пароводяной плазменной струи установлена область внутреннего энерговыделения при температуре, характерной для горения кислородно-водородной смеси. Показано совпадение в безразмерных координатах распределения температуры в струе и электрического потенциала относительно сопла-анода.

На основе экспериментальных данных разработана и практически используется методика расчета основных конструктивных и режимных параметров электродуговых паровых плазмотронов линейной схемы.

Решена проблема генерации сухого перегретого пара в качестве плазмообразующей среды для паровихревых плазмотронов – освоен новый способ генерации перегретого пара в прямоточном парогенераторе, создана система управления запуском и функционированием парового плазмотрона, плазменные системы с таким парогенератором доведены до промышленного уровня.

Промышленные плазменные системы «PLAZARIUM» с электродуговыми генераторами пароводяной плазмы работают во многих университетах и промышленных предприятиях Европы, Америки, Азии.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Gerdien H., Lotz A.** Uber eine Lichtquelle von sehr hoher Flachenhelligkeit // Z. Physik. – 1923. – No. 4. – S.157-162.
2. **John R., Bade W., Schweiger R., Yos J.**, Research and Advanced Development Division AVCO Manufacturing Corporation, Lawrence, Massachusetts, July 18, 1958. // Использование электродуговых плазменных генераторов в качестве реактивных двигателей. – Вопросы ракетной техники, 1960, 68, 8, с. 19-29.
3. **К. Миклоши** Плазменная головка с водяной стабилизацией дуги. // Сварочное производство, 1962, №11, с. 23-26.
4. **MORTON JR HAROLD S** Патент US2906858A-1959-09-29 Liquid vortex arc torch process.
5. **Даутов Г.Ю., Жуков М.Ф.** Некоторые результаты исследования свойств дуги, стабилизированной водой // ПМТФ. – 1962. – № 2. – с. 32-36.
6. **Milan Hrabovsky.** Generation of thermal plasmas in liquid-stabilized and hybrid dc-arc torches. – Pure Appl. chem., Vol. 74, No. 3, pp.429-433, 2002.
7. **Михайлов Б.И.** Перспективы практического использования электродуговой пароводяной плазмы. // Теплофизика и аэромеханика. — 2002. — Т. 9, № 1. — С. 1-16.
8. **Михайлов Б.И.** Электродуговые генераторы пароводяной плазмы. Ч. I // Теплофизика и аэромеханика. — 2002. — Т. 9, № 4. — С. 597-612.
9. **Тверской В.С., Тверской А.В.** Патент RU №2524830, 13.05.2013, Способ раснаряжения боеприпасов.
10. **Тверской В.С., Тверской А.В.** Патент RU №2671822, 31.07.2018, Устройство и способ для плазмохимического гидрокрекинга, а также установка с таким устройством.
11. **Тверской В.С., Тверской А.В.** Патент RU №2721931, 13.01.2020, Прямоточный парогенератор для плазменной системы, плазменная система с таким парогенератором и способ генерации перегретого пара.

Д.И. Кавыришин¹, С.Д. Федорович¹, К.В. Чан¹, В.П. Будаев¹, А.В.Карпов¹, В.Ф. Чиннов²,
М.В. Лукашевский¹, А.А. Коньков¹, К.А. Рогозин¹, Е.А. Муравьева¹

¹Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, г. Москва, ул. Красноказарменная, д.14

²Объединенный институт высоких температур РАН,
125412, г. Москва, ул. Ижорская, д.13, стр.2

ПАРАМЕТРЫ ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКИ, ПРИВОДЯЩИЕ К РОСТУ "ПУХА" НА ПОВЕРХНОСТИ ВОЛЬФРАМОВОГО ОБРАЗЦА

ВВЕДЕНИЕ

Сложные процессы, происходящие с термостойкими материалами под воздействием набегающих потоков плазмы, исследуются более полувека. Интерес к ним связан с необходимостью повышения ресурса обращённых к плазме теплозащитных элементов. В данной работе исследовались параметры плазмы в созданной в НИУ МЭИ установке ПЛМ (плазменный линейный мультикасп) в области ее взаимодействия с поверхностью теплозащитных элементов из тугоплавких материалов, в частности вольфрама, и проводилось сопоставление полученных результатов с наблюдаемыми изменениями состояния поверхности испытываемого образца. В качестве плазмообразующего газа использовался гелий, так как результаты его исследования могут найти своё применение во многих областях, от термоядерных реакторов до медицины, а его низкая химическая активность, большие переносные коэффициенты и высокий порог ионизации делают его крайне интересным объектом для исследований в плазмофизическом эксперименте.

1. ИСПЫТАНИЕ ВОЛЬФРАМОВЫХ ОБРАЗЦОВ ПЛАЗМЕННЫМ ВОЗДЕЙСТВИЕМ В УСТАНОВКЕ ПЛМ

1.1. Методика эксперимента

Была проведена серия экспериментов по испытанию вольфрамовых образцов в установке ПЛМ. Режимы плазменного воздействия варьировались за счет изменения силы тока разряда, мощности разряда и потенциала образца относительно заземленного корпуса установки ПЛМ. Энерговклад в гелиевый плазменный разряд установки ПЛМ принимал значения от 230 Вт при токе разряда 2 А до 10 000 Вт при токе разряда 50 А. С учетом диаметра плазменного пучка, удерживаемого мультикасповой магнитной системой установки ПЛМ, равного 3,5 см, плотность энерговклада в сечении плазменного пучка при токе разряда 50 А достигла 10 МВт/м².

Для определения параметров плазмы были зарегистрированы спектры ее свечения вдоль и поперёк разряда при его свободном горении и при внесении вольфрамового образца, при варьировании давления в камере и тока разряда, при добавлении водорода к рабочему газу (гелию). В результате были получены пространственные распределения температуры и концентрации электронов в плазме, а также распределения концентрации вольфрама над поверхностью испытываемых образцов [1,2].

1.2. Экспериментальные результаты

После испытания вольфрамовых образцов в гелиевой плазме в установке ПЛМ их поверхность была исследована с помощью электронного микроскопа [3]. Было обнаружено формирование высокопористой неоднородной нано- и микроструктуры на поверхности образцов. При температуре образцов от 1100 К до 1300 К и времени плазменного воздействия более 30 минут на изначально гладких вольфрамовых мишенях устойчиво формировалась наноструктурированная развитая поверхность со структурой типа «пух» с размером нановолокон от 20 до 50 нм (см. рис. 1). При этом образец визуально становился абсолютно чёрным и воспринимался практически двумерным.

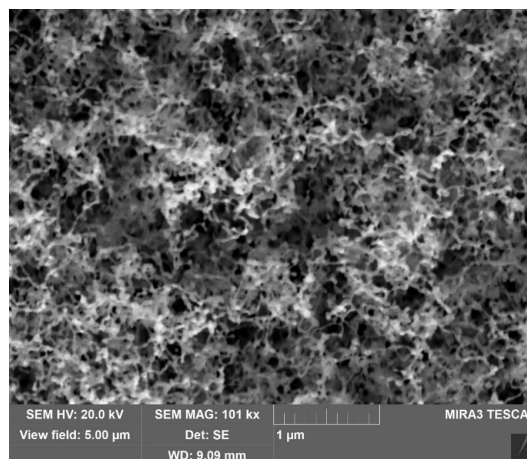


Рис. 1. СЭМ- изображение стадии образования развитой микро-наноструктуры типа «пух» под воздействием потока гелиевой плазмы.

Рост развитого поверхностного слоя с микро-наноструктурой существенно замедляется на гладких поверхностях, которые получаются в результате расплавления материала и последующего затвердевания в вакууме, либо на предварительно механически обработанной поверхности с малой степенью шероховатости. Также рост структур замедляется при скользящем угле плазменного потока по отношению к поверхности образца. Под воздействием гелиевой плазмы с параметрами работы установки ПЛМ, представленными в таблице 1, за первые 10 - 15 минут воздействия из поликристаллической структуры формируются ячейки с округлыми выступами, из которых в течении последующих 30 минут образуется микро-наноструктура типа «пух» с вольфрамовыми волокнами (рис. 1).

Таблица 1 - Параметры работы установки ПЛМ-2, обеспечивающие режим для получения микро-наноструктуры типа «пух» на поверхности вольфрама

Потенциал образца $\varphi_m, \text{В}$	Потенциал катода $\varphi_k, \text{В}$	Ток разряда $I_r, \text{А}$	Температура образца $T_m, \text{К}$	Давление гелия в разрядной камере $p, \text{Торр}$	Время плазменного воздействия, минут
- (80÷100)	- (109÷187)	2.1 ÷ 21.2	900 ÷ 1800	$5.7 \cdot 10^{-3} \div 8 \cdot 10^{-2}$	40÷500

При указанном в таблице 1 режиме работы установки температура электронов на оси разряда составляла $2 \div 10$ эВ, а концентрация электронов $(1 \div 6) \cdot 10^{12} \text{ см}^{-3}$ [4]. Данные измерения, полученные методами оптической эмиссионной спектроскопии [1,2], были подтверждены также зондовыми измерениями. Наибольшая скорость роста «пуха» соответствовала середине этого диапазона параметров.

В ходе экспериментов на установке ПЛМ впервые в мире удалось экспериментально пронаблюдать зависимость высоты формирующегося на поверхности образца слоя наноструктуры от пришедшей на единицу его поверхности дозы ионов, бомбардирующих ее из плазмы (см. рис. 2). При этом был выявлен участок роста и выход на насыщение, когда дальнейшее экспонирование образца в плазме уже не приводит к дальнейшему росту высоты «пуха».

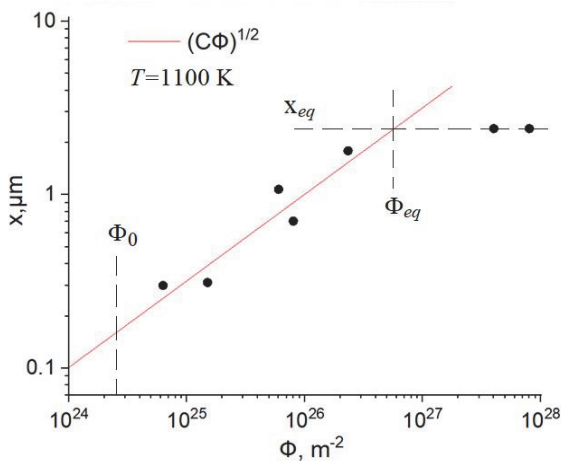


Рис. 2. Зависимость толщины слоя «пуха» x (точки) от числа ионов вольфрама и гелия Φ на единицу поверхности образца (дозы), приведенной к температуре поверхности $T=1100$ К. Экспериментальные данные аппроксимированы зависимостью $x = \sqrt{C\Phi}$ (красная линия), где $C=1 \cdot 10^{-38} \text{ м}^4$, Φ_0 – доза, при которой начинается формирование наноструктуры на поверхности вольфрама.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате проведенной работы удалось выявить режим обработки вольфрамового образца, который приводит к наиболее эффективному росту «пуха» на его поверхности (температура электронов на оси разряда составляла 5 эВ, концентрация электронов $5 \cdot 10^{12} \text{ см}^{-3}$, потенциал образца относительно плазмы от -80 до -85 В, температура поверхности образца от 930 до 1250 К), отработать выход установки ПЛМ на этот режим (так разряда 5 А, давле-

ние гелия в камере $5 \cdot 10^{-2}$ торр) и поддержание его длительное, практически неограниченное время. Повышение плотности энергоклада при этом приводило к расплавлению «пуха», понижение - к его постепенной деградации. Возможность строго задавать и поддерживать требуемые параметры плазмы позволила впервые в мире получить экспериментальную зависимость толщины слоя вольфрамового «пуха», образующегося на поверхности образца, от времени плазменного воздействия в широком интервале достигаемых доз (флюенсов) ионов гелия и проследить переход в режим насыщения (прекращения роста высоты «пуха»). На установке был достигнут флюенс $8 \cdot 10^{27} \text{ 1/м}^2$ при потоке ионов на поверхность мишени $2 \cdot 10^{22} \text{ 1/(м}^2\text{с)}$, данные значения близки к мировому рекорду.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. D. I. Kavyrshin, V. P. Budaev, S. D. Fedorovich, A. V. Karpov, V. F. Chinnov, M. V. Lukashevsky, Q. V. Tran, E. A. Muravieva, A. S. Myazin, A. A. Konkov, and K. A. Rogozin Optical Emission Spectroscopy for Studying of Region of Interaction between a Plasma Flow and a Tungsten Sample // Physics of Atomic Nuclei, 2022, Vol. 85, No. 9, pp. 85–91.
2. V.P. Budaev, S.D. Fedorovich, A.V. Dedov, A.V. Karpov, Yu.V. Martynenko, D.I. Kavyrshin, M.K. Gubkin, M.V. Lukashevsky, A.V. Lazukin, A.V. Zakharov, A.P. Sliva, A.Yu. Marchenkov, M.V. Budaeva, Q.V. Tran, K.A. Rogozin, A.A. Konkov, G.B. Vasilyev, D.A. Burmistrov & S.V. Belousov (2023) Erosion of Fuzz Layers Formed in Steady-State Plasma Discharge, Fusion Science and Technology, 79:4, 407-412.
3. D. I. Kavyrshin, S. D. Fedorovich, V. P. Budaev, Q. V. Tran, A. V. Karpov, V. F. Chinnov, M. V. Lukashevsky, K. A. Rogozin, A. A. Konkov, E. A. Muravieva, A. S. Myazin & A. G. Ageev (2023) Development of Methods for Determining Near-Surface Plasma Parameters During Tests of Fusion Reactor First-Wall Prototypes Using the PLM Device, Fusion Science and Technology, 79:4, 421-431,
4. S. D. Fedorovich, Yu. V. Martynenko, V. P. Budaev, D. I. Kavyrshin, A. V. Karpov, Quang Vinh Tran, M. V. Lukashevsky, M. Yu. Nagel, K. A. Rogozin, A. A. Konkov (2024) Study of Nanostructured Layer Growth on Plasma-Facing Materials Irradiated with Helium Plasma. Fusion Science and Technology,

РАСЧЕТ ПОТОКОВ ИЗОТОПОВ ВОДОРОДА В ТОПЛИВНОМ ЦИКЛЕ ТОКАМАКА НА ОСНОВЕ ТЕОРИИ И ЭКСПЕРИМЕНТА В ОБЛАСТИ ФИЗИКИ ПЛАЗМЫ

ВВЕДЕНИЕ

Осуществление управляемых реакций термоядерного синтеза предполагает создание физических установок для производства высокоэнергетичных нейтронов и энергии – за счет преобразования кинетической энергии нейтронов или заряженных частиц - продуктов реакции синтеза в электрическую или другие виды энергии. Практически все кандидатные ядерные реакции синтеза предполагают использование изотопов водорода в качестве одного или нескольких компонентов топлива. Третий будет присутствовать (в качестве компонента топлива и продукта) в реакциях D-T и D-D.

Низкие значения сечений взаимодействия компонентов топлива приводят к высоким значениям потоков частиц в вакуумную камеру. В плазму при этом попадет небольшая часть топлива - большая часть частиц попадет в откачку. Для поддержания

длительных или стационарных разрядов требуется топливная инжекция, обеспечивающая требуемые параметры плазмы (в т.ч. профили концентрации частиц и изотопный состав). Они будут в свою очередь зависеть от способа ввода топлива в плазму (типа инжекции). Процессы в основной плазме будут сопровождаться регулярными и импульсными потерями частиц и энергии, что будет приводить к процессам в пристеночной области и диверторе. Для компенсации нежелательных эффектов в пристеночной области осуществляется масштабный газонапуск в вакуумную камеру, а также откачка газа из дивертора. Согласование процессов топливной и газовой инжекции совместно с процессами, происходящими в основной и пристеночной/диверторной плазме необходимо для обеспечения условий синтеза/генерации нейтронов (т.е. параметров плазмы).

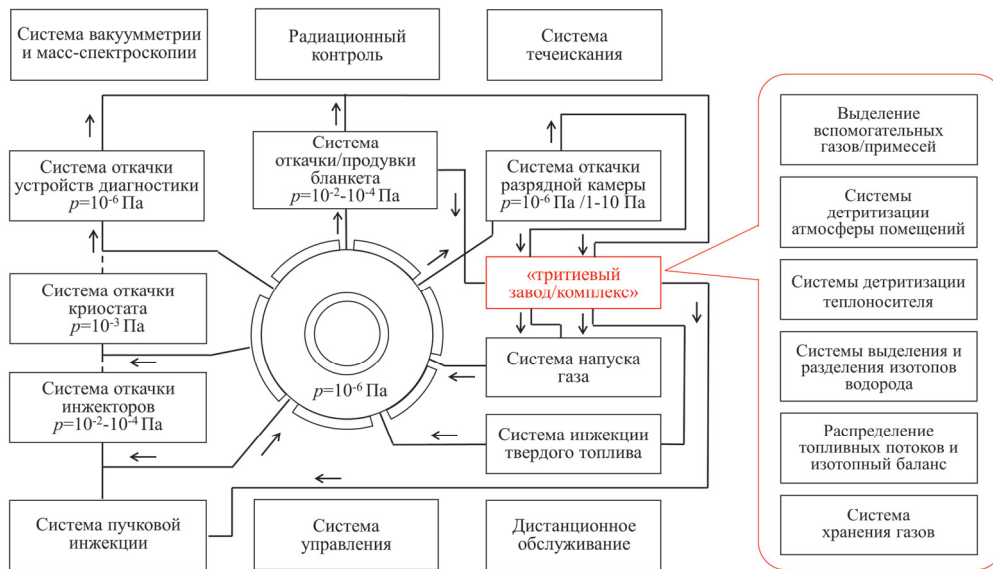


Рис. 1. Условная структурная схема вакуумно-тритиевого комплекса токамака [1].

1. ТОПЛИВНЫЙ ЦИКЛ ТОКАМАКА

Установки термоядерного синтеза или её прототипа должны иметь системы, обеспечивающие параметры плазмы: инжекции, откачки, обработки и хранения газа – эти системы образуют замкнутый топливный цикл. Он должен обеспечивать вакуумные условия в установке, а также обращение компонентов топлива и вспомогательных газов с их контролируемым выбросом [1, 2]. По экономиче-

ским и экологическим соображениям он должен быть замкнутым и по возможности ориентированным на стационарную работу. Для концептуального проектирования установки необходимо оценить количество топлива, требуемое для запуска установки, а на этапе технического проектирования установки - сформулировать требования к ним. На оценку данных целевых показателей направлены исследования, представленные в докладе.

2. ПОДХОД К ФОРМИРОВАНИЮ ТРЕБОВАНИЙ ПО СОСТАВУ И ПОТОКАМ ГАЗА

К настоящему моменту в мире накоплен большой опыт работы с тритием в различных установках и лабораториях, демонстрация возможности переработки большого количества трития в условиях, необходимых для термоядерной энергетики, реализована как в России, так и в мире. Однако современный уровень развития установок термоядерного синтеза требует дополнительных фундаментальных и прикладных исследований в области термоядерного топливного цикла для них. Подходы

и решения, использованные в установках TFTR и JET, проектах ИНТОР, ИТЭР и ИГНИТОР, не могут в полной мере быть использованы по причине импульсно-периодического режима работы и экспериментального назначения этих установок. В стационарно работающей установке, использующей тритий в качестве компонента топлива, необходимо непрерывно обрабатывать значительные его количества, не допуская чрезмерного скапливания и потерь в каждой отдельной системе, а также учитывать влияние режимов горения термоядерной плазмы в токамаке и взаимодействие плазмы со стенкой.

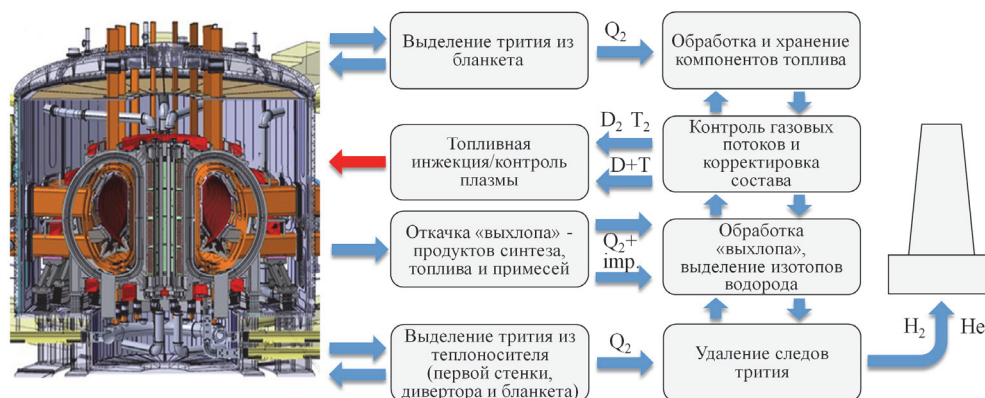


Рис. 2. Упрощенный вид топливного цикла токамака с системами извлечения газа из blankets и теплоносителя.

Поскольку для каждого конкретного проекта установки кандидатные технологии топливного цикла должны выбираться с учетом ожидаемых потоков газа, его изотопного состава и требуемых режимов систем, требуется разработка подхода для определения целевых параметров систем на основании предсказательного моделирования процессов в основной и пристеночной плазме установки. До настоящего времени все работы на установках токамак проводились в направлении повышения температуры, концентрации плазмы и времени её удержания, а также мощности синтеза и нейтронного потока, накоплен значительный экспериментальный материал и сформированы подходы для описательного и предсказательного моделирования процессов сопровождающих контроль плазмы и термоядерное горение. Между тем, автору не известно ни одной методики, которая могла бы связывать параметры плазменного разряда с применяемыми технологиями топливного цикла.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В докладе описывается подход к определению параметров инфраструктуры токамака - систем откачки, инжекции и обработки газа (топливный цикл) на основе параметров плазмы и процессов, происходящих в вакуумной камере установки. Предлагается с использованием согласованного моделирования основной и пристеночной плазмы токамака в предполагаемых сценариях работы определить вклад топливных частиц (изотопов водорода) от различных источников/систем инжек-

ции в итоговую плотность плазмы и рассчитать её состав – с учетом влияния нейтралов из дивертора (с иным изотопным составом). В результате можно установить взаимосвязь между потоками в системах инжекции, откачки (а также другими системами топливного цикла) и параметрами плазмы. На основании этого может быть оптимизирована структура топливного цикла, выбраны кандидатные технологии обращения с изотопами водорода – для этой задачи совершенно достаточно нульмерного описания потоков внутри камеры токамака.

Применение подхода к проектам ТИН-СТ и ДЕМО-ТИН позволило полностью проработать топливный цикл [2] с учетом используемых технологий. Предлагается использовать данный подход для проектов токамака с реакторными технологиями (РТТ) и гибридной реакторной установки (ГРУ), создание которых запланировано в рамках комплексной программы ГК Росатом «Развитие техники, технологий и научных исследований в области использования атомной энергии в Российской Федерации на период до 2030 г.» в составе которой реализуется федеральный проект «Развитие термоядерных и инновационных плазменных технологий».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. В.Е. Черковец, В.В. Фрунзе, Тритиевые комплексы термоядерных установок с магнитным удержанием, Москва: Троянт, 2019. 232 с.
2. S.S. Ananyev, B.V. Ivanov, B.V. Kuteev, Analysis of promising technologies of DEMO-FNS fuel cycle, Fusion Eng. Des., 161, 111940, 2020.

С.Д. Федорович¹, В.П. Будаев^{1,2}, М.С. Чилин¹

¹Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

²Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт»,
123098, Москва, пл. Академика Курчатова, 1

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭМИССИОННЫХ СВОЙСТВ ПОВЕРХНОСТИ ВОЛЬФРАМА И ГРАФИТА ПОСЛЕ ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКИ В УСТАНОВКЕ ПЛМ-М

ВВЕДЕНИЕ

Под действием плазменных нагрузок, поверхность элементов конструкции первой стенки и дивертора токамака-реактора модифицируется, образуются структуры микро и нано масштаба с развитым рельефом. Развитый рельеф модифицированной поверхности часто обладает более высокой, по сравнению с гладкими поверхностями, способностью эмитировать электроны, в том числе и при напряженности электрического поля, на несколько порядков меньшей, чем необходимо для классической полевой (автоэлектронной) эмиссии. В полях с высокой напряжённостью электрического поля возможен переход автоэлектронного тока эмиссии в ток взрывной электронной эмиссии, механизм которой является важнейшим при инициализации дуговых процессов на поверхности материалов в плазменном разряде, см. [1].

1. СТРУКТУРЫ НА ПОВЕРХНОСТИ ВОЛЬФРАМА И ГРАФИТА ПОСЛЕ ОБЛУЧЕНИЯ В ПЛАЗМЕННОЙ УСТАНОВКЕ ПЛМ

В НИУ «МЭИ» в экспериментах на установке ПЛМ [2] получены модифицированные в гелиевой плазме поверхности плоских образцов из вольфрамовой фольги марки ВА и графита марки МПГ-8.

На поверхности вольфрама, в зависимости от условий плазменного облучения, формируются наноструктурные слои типа «пух» (рис. 1). На поверхности графита формируется стохастическая наноструктурированная поверхность с формой кораллового типа (рис.2).

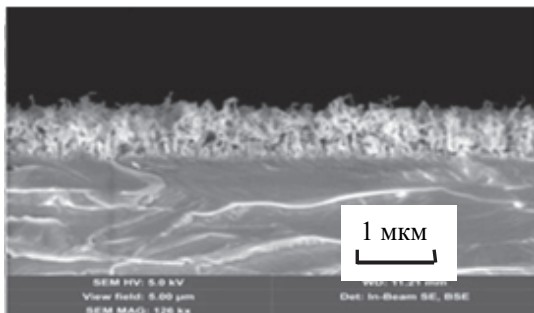


Рис. 1. Вольфрамовый «пух» полученный на установке ПЛМ (СЭМ – микрофотография скола вольфрамовой фольги)

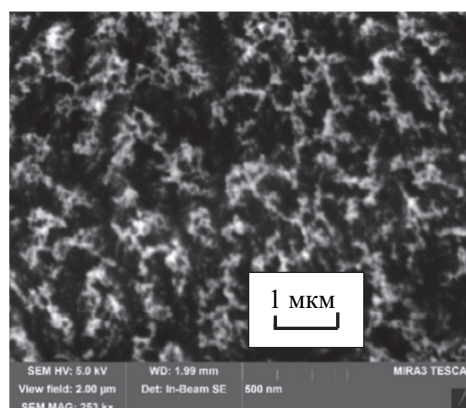


Рис.2. SEM-фотография поверхности графитового образца после плазменного воздействия в установке ПЛМ

2. МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

Для исследования эмиссионных свойств материалов разработан экспериментальный узел, внешний вид которого представлен на рис. 3. Корпус узла собран из стандартных вакуумных комплектующих и смонтирован на соединительном фланце разрядной камеры плазменной установки ПЛМ.

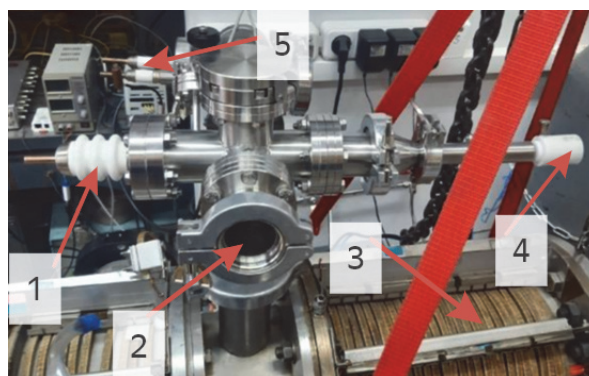


Рис. 3. Экспериментальный узел в сборе: 1 – высоковольтный токоввод, 2 – диагностическое окно из селенида цинка, 3 – разрядная камера плазменной установки ПЛМ, 4 – высоковакуумный ввод вращения, 5 – двухпиновый токоввод системы нагрева образцов

На рис. 4 представлена 3D модель экспериментального узла в сборе.

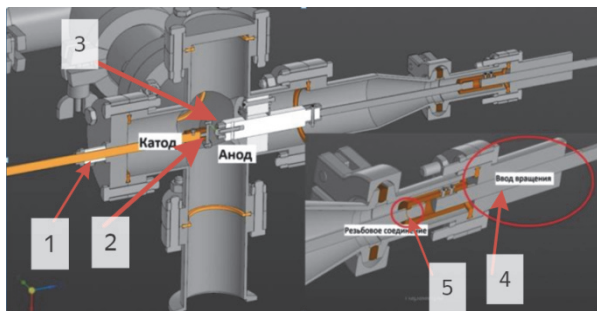


Рис. 4. Сечение 3D модели узла в сборе: 1 – высоковольтный токовод, 2 – исследуемый образец (катод), 3 – анод со сферическим наконечником, 4 – высоковакуумный ввод вращения, 5 – резьбовое соединение для преобразования вращательного движения в поступательное

Ширина межэлектродного зазора составляла 0,3 мм для вольфрамовых образцов и 1,2 мм для образцов из графита. Отрицательный потенциал в интервале 0 – 10 кВ подавался на образец. Вакуумная камера, в которой производились измерения, откачивалась до давления остаточных газов 6×10^{-6} Торр.

Наличие на поверхности сорбента способно изменить работу выхода электронов с поверхности, что влияет непосредственно на токи эмиссии. Основной вклад в изменение работы выхода даёт адсорбция молекул воды, которые поляризуются, увеличивая внешнее поле, что приводит к уменьшению работы выхода [3]. Для обезгаживания поверхности образцов использовался танталовый проволочный прямо-накальный нагреватель, обеспечивающий нагрев образцов до температуры 300°C по показаниям термовизора марки NEC G120W2-D.

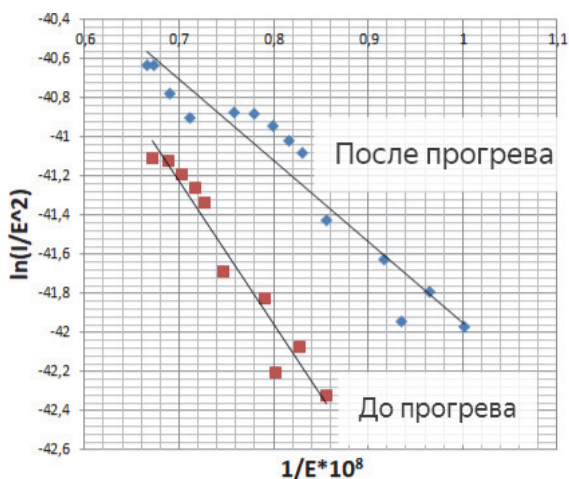


Рис. 5. ВАХ поверхности вольфрама типа «пух» в координатах Фаулера-Нордгейма

На рис. 5 представлены вольтамперные характеристики (ВАХ) с вольфрамовой наноструктурированной поверхности типа «пух» в координатах Фаулера-Нордгейма. Используя угловой коэффициент наклона прямых на рис. 5 для вольфрамового «пуха», получаем, что если после прогрева $\phi = 4,5$ эВ, то до прогрева $\phi = 3,53$ эВ.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

ВАХ с поверхности вольфрама со структурой типа «пух», модифицированной поверхности графита и скола графитового образца марки МПГ-8 (рис. 6).

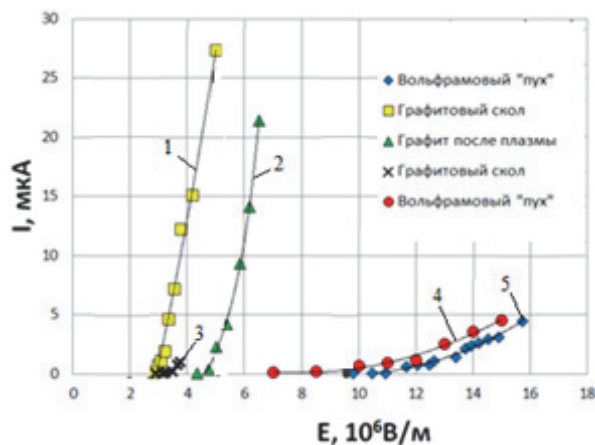


Рис. 6. ВАХ поверхности: 1 – скол графита МПГ-8, 2 – модифицированная в плазменной установке ПЛМ поверхность графита МПГ-8, 3 – графитовый скол по данным [4], 4 – поверхность вольфрама типа «пух» в ПЛМ, 5 – модифицированная в поверхность вольфрама типа «пух» в NAGDIS-II [3].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Эмиссионные свойства модифицированных плазмой вольфрама и графита формируют условия для образования униполярных дуг, которые могут вызывать повышенную эрозию материала, в том числе в ИТЭР и термоядерном источнике нейтронов ТИН. Вероятность образования униполярных дуг наибольшая для графита (рис.6), что необходимо учитывать при использовании графита для облицовки камеры токамака. Значения измеренной напряжённости электрического поля в интервале $E = (3 \div 10) \times 10^6$ В/м, при которых генерируется автоэлектронная эмиссия над модифицированными поверхностями вольфрама и графита, близки к оценке поля в приповерхностной плазме в современных токамаках [5].

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ (FSWF-2023-0016)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Будаев В.П. и др. // ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез. – 2019. – том 42. – № 1. – С. 51-56.
2. Будаев В.П. и др. // Ядерная физика и инжиниринг. - 2018. - 9, С. 283-294.
3. Hwangbo D. et al// IEEE Trans. Plasma Sci. – 2017. vol. 45. – № 8. – pp. 2080–2086.
4. Синельников Д. Н. и др. // ПРСИНИ. – 2015. – № 12. – С. 78-83.
5. Kurnaeв V.A., Tatarinova N.V. // J. Nucl. Mater. 1995.V. 220–222. P. 939

РЕЗУЛЬТАТЫ ОБРАБОТКИ ИЗМЕРЕНИЙ АТОМНО-СИЛОВОЙ МИКРОСКОПИИ НАНОСТРУКТУРИРОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ВОЛЬФРАМА ПОСЛЕ ПЛАЗМЕННОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ В УСТАНОВКЕ ПЛМ

ВВЕДЕНИЕ

Как известно, одним из результатов воздействия на материал экстремальных плазменно-тепловых нагрузок является образование на поверхности тел структур, характеризующихся стохастической кластеризацией с иерархической гранулярностью [1]. Такая структура поверхности твердого тела наблюдается после воздействия плазмы на материалы в лабораторных и крупномасштабных термоядерных установках, в плазменных, электронно-лучевых и лазерных установках и других.

Характерными свойствами таких объектов являются статистическая неоднородность и многомасштабная инвариантность, описываемая степенными законами (скейлингами). Масштабная инвариантность в структуре, процессы самоорганизации диссипативных структур на нано- и мезоуровне могут определять универсальные свойства поведения твердого тела на макроуровне.

1. ОБРАБОТКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ

В данной работе проведено статистическое изучение профилей поверхности образца, полученных методом атомно-силовой микроскопии. Образец представлял собой фольгу (толщина 0,2 мм) из поликристаллического вольфрама с исходной гладкой поверхностью подвергнутую воздействию плазмы в установке ПЛМ НИУ «МЭИ» [2]. Параметры плазмы в установке ПЛМ соответствуют параметрам периферийной плазмы Токмака. Особенностью обработки данного образца являлась пространственная неоднородность температуры поверхности образца во время облучения плазмой, что привело к неоднородности структур, сформированных на поверхности образца. Максимальная температура образца составляла 1270 К, градиент температуры не превышал 100 К.

При анализе профилей поверхности образца в разных областях поверхности выявлены различные закономерности поведения их статистических характеристик.

Одной из исследуемых характеристик являлась статистическая неоднородность гранулярности. При этом исследовались функции распределения для приращений высот поверхности δz на масштабе l , пример изображен на рис. 1. Выявлены характерные для разных областей поверхности образца

формы и закономерности изменения коэффициентов асимметрии и эксцесса указанных распределений в зависимости от масштаба l .

В то время как, ряд характеристик, такие как скейлинг фурье-спектра, сохраняют свои значения в различных областях поверхности что подтверждает подобие сформированных структур.

Результаты работы согласуются с результатами исследований этого образца, выполненными другими методами.

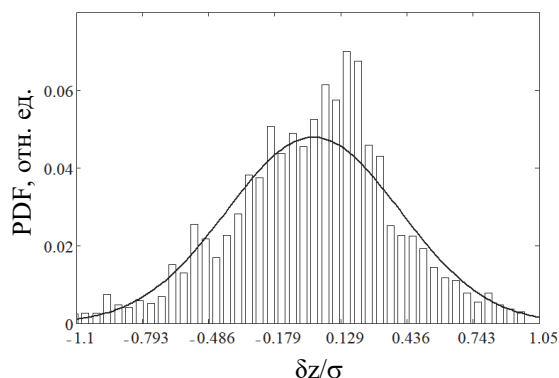


Рис. 1. Функция распределения PDF для приращений высот поверхности δz , $l = 108$ нм, кривая – нормальное распределение

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Изучена неоднородная стохастическая кластеризация поверхности поликристаллического вольфрама в результате воздействия плазмы, близкой по параметрам к периферийным областям термоядерной плазмы. Подтверждено и изучено влияние температуры поверхности на формирование таких структур.

Выявлены различные пространственные масштабы кластеризации структур.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и образования РФ (FSWF-2023-0016)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Будаев В.П. Стохастическая кластеризация поверхности при взаимодействии плазмы с материалами // Письма в ЖЭТФ. 2017. Т. 105, В. 5, С. 284–290.
2. Плазменная установка ПЛМ для испытаний вольфрама мощными стационарными плазменно-тепловыми нагрузками / В.П. Будаев, С.Д. Федорович, Ю.В. Мартыненко и др. // Яд. физика и инжиниринг 2018. Т. 9. № 3. С. 127–138.

С.Д. Федорович¹, В.П. Будаев^{1,2}, М.В. Лукашевский¹

¹Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

²Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт»,
123098, Москва, пл. Академика Курчатова, 1

МЕТОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЯ ПЛОТНОСТИ ПЛАЗМЕННО-ТЕПЛОВОГО ПОТОКА НА ОБРАЗЕЦ В УСТАНОВКЕ ПЛМ-М

ВВЕДЕНИЕ

Проблемы выбора материалов и защиты компонентов термоядерных установок, обращенных к плазме, от разрушения остаются ключевыми на пути создания термоядерных технологий на основе управляемого термоядерного синтеза (УТС). Созданные в НИУ «МЭИ» уникальные экспериментальные плазменные установки ПЛМ (плазменная ловушка мультикасповая) и ПЛМ-М (модернизированный вариант ПЛМ), разработанные методы управления плазменным разрядом, средства диагностики плазмы позволяют проводить разноплановые испытания материалов термоядерных установок (ТЯУ). Восьмипольная схема плазменной ловушки, впервые примененная на ПЛМ и ПЛМ-М, в сравнении с предыдущими шестипольными мультикасповыми схемами (АИТ-РІD, Япония), позволяет получить выгодное для испытаний материалов и обращенных к плазме элементов конструкций увеличение объема эффективного удержания плазмы внутри барьерного слоя с повышенным магнитным полем ближе к периферии разрядной камеры. Конструкция установок ПЛМ и ПЛМ-М [1] позволяет размещать охлаждаемые внутрикамерные компоненты термоядерного реактора для испытаний как в приосевой зоне с однородными условиями плазменных параметров разряда, так и в периферийной зоне и ресиверной зоне с крутыми градиентами магнитного поля, что востребовано для испытаний диверторных пластин термоядерного реактора. Измерение плотности плазменно-теплового потока на поверхность образца необходимо для контроля выхода на требуемый режим испытаний, а также для проверки теоретических моделей переноса тепла из плазмы на поверхность стенки.

2. МЕТОДЫ ИЗМЕРЕНИЯ ПЛОТНОСТИ ПЛАЗМЕННО-ТЕПЛОВОГО ПОТОКА НА ОБРАЗЕЦ В ПЛАЗМЕННОЙ УСТАНОВКЕ ПЛМ

В экспериментах с вольфрамовыми охлаждаемыми модулями применялся метод определения теплового потока из плазмы на образец по температурам, измеренным в двух точках вдоль градиента температур в толще образца с использованием термопар и пирометра с лазерным наведением. На рис.1 представлена фотография вольфрамового модуля с термопарами. Измерения термопарами и пирометром обеспечивают необходимые данные для последующего расчета теплового потока на поверхность.



Рис. 1. Охлаждаемый вольфрамовый модуль облицовки дивертора ИТЭР с термопарами

С целью экспериментального определения плазменно-тепловой нагрузки на поверхность образца измерялась разность температуры грани вольфрамового кубика размером 10x10x10 мм в двух точках 1 и 2 (рис.1) на расстоянии $\Delta x = 2,5$ мм. На основании полученных данных выполнена оценка плотности плазменно-теплового потока q на грань образца, обращенную к плазменному потоку. Расчет выполнялся с использованием закона Фурье для одномерной теплопроводности.

$$q = \lambda \cdot \frac{\Delta T}{\Delta x}, \quad (1)$$

где ΔT – разность температуры, λ – коэффициент теплопроводности, Δx – расстояние между термопарами.

Пример расчета значения плотности плазменно-теплового потока q для $\Delta T = 9$ К, измеренной с помощью пирометра с лазерным наведением на исследуемую зону поверхности, $\Delta x = 2,5 \cdot 10^{-3}$ м, теплопроводности вольфрама [5, 6] $\lambda = 121$ Вт/(м К) (для температуры образца $T = 650$ °С по показаниям термопары) из (1): $q = 0,44$ МВт/м². Оценка относительной погрешности определения q - 12%.

Плотность плазменно-теплового потока на обращенную к плазме исследуемую поверхность при высоких температурах поверхности определялась с использованием закона Стефана-Больцмана:

$$q_r = \sigma \cdot \varepsilon \cdot T^4 \quad (2)$$

где степень черноты модифицированной в плазме поверхности вольфрама типа «пух» принималась равной $\varepsilon = 0,9$.

С учетом неоднородности плотности плазмы по сечению плазменного столба полученные значения плотности теплового потока $q = (2 \div 3)$ МВт/м² при температуре поверхности 2000÷2400 К подтверждаются оценками плотности мощности разряда в

сечении плазменного столба. При диаметре плазменного цилиндрического разряда 4 см и мощности разряда 2585 Вт получаем значение $q = 2 \text{ МВт/м}^2$.

При плазменном испытании вольфрамового охлаждаемого модуля расчет отводимой мощности выполнялся по соотношению:

$$N_{\text{кал}} = G c_p (T_{\text{вых}} - T_{\text{вх}}), \quad (3)$$

где G – массовый расход теплоносителя на входе в исследуемый образец; c_p – теплоемкость теплоносителя при постоянном давлении; $T_{\text{вх}}$, $T_{\text{вых}}$ – температура теплоносителя на входе и выходе из исследуемого образца.

На рис. 2 представлена 3D модель системы охлаждения вольфрамового модуля, размещенного в центре разрядной камеры установки ПЛМ.

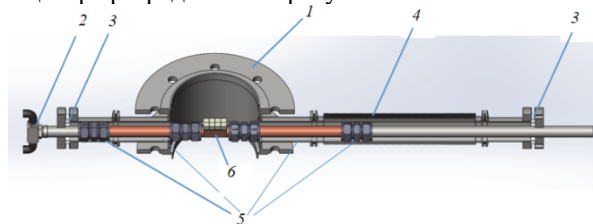


Рис. 2. 3D модель сборки вставки в разрядную камеру и подключения вольфрамового модуля к системе охлаждения: 1 - модуль-вставка разрядной камеры, 2 - форсунка, 3-диэлектрическая развязка, 4 - сильфон, 5 – разборное соединение для подключение модуля к системе охлаждения, 6 - макет вольфрамового модуля

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

Согласно [2], [3], [4], плотность теплового потока q , передаваемого из плазмы частицами на плоскую материальную поверхность, пропорциональна плотности ионного тока насыщения на поверхность и температуре электронов:

$$q = \delta \cdot j_i \cdot T_e, \quad (4)$$

где δ коэффициент переноса тепла, j_i - плотность ионного тока насыщения на поверхность, А/м^2 , T_e - температура электронов приповерхностной плазмы в эВ. Коэффициент теплопереноса δ рассчитан в работе [2] и может принимать минимальное значение $\delta = 7$ при отсутствии эмиссии с поверхности и максимальное значение $\delta = 23$ с учётом электронной эмиссии (рис. 3).

Измеренное значение плотности плазменно-теплового потока $q = 0,43 \text{ МВт/м}^2$ в установке ПЛМ-М соответствует следующим параметрам стационарного плазменного разряда в гелии: плотность ионного тока насыщения на образец $j_i = 7 \cdot 10^3 \text{ А/м}^2$, электронная температура пристеночной гелиевой плазмы $T_e = 3 \text{ эВ}$. Тогда из соотношения (4) получаем значение $\delta = 23$. На рис.3 показан график зависимости коэффициента теплопереноса δ от величины пристеночной разности потенциалов $\psi = e\phi/T_e$ в ДТ-плазме при наличии эмиссии с пластин. Показаны ограничения по объемному заряду и Бому (ϵ_0 - энергия ионов на входе в слой, относенная к электронной температуре [2]).

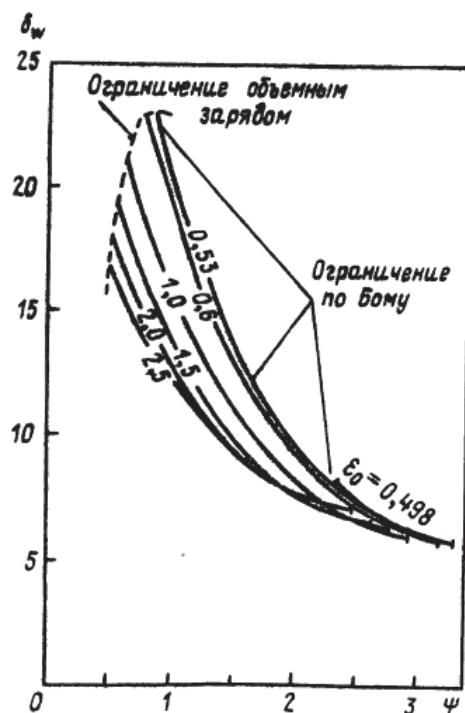


Рис. 3. Зависимость коэффициента теплопереноса δ от величины пристеночной разности потенциалов $\psi = e\phi/T_e$ в ДТ-плазме при наличии эмиссии с поверхности (из [2])

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработаны методы измерения плазменно-теплового потока на модуль облицовки дивертора с учетом зависимости теплопереноса от параметров взаимодействия плазма-стенка, в том числе электронной эмиссии поверхности. Методы апробированы в экспериментах на ПЛМ-М. Методы будут использоваться для измерения нагрузки на материал при испытании мощными стационарными потоками плазмы внутрикамерных компонентов дивертора и первой стенки гибридного термоядерного реактора.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ (FSWF-2023-0016)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Будаев В.П. и др. // Ядерная физика и инжиниринг. - 2018. 9, С.283-294.
2. Игитханов Ю.Л. и др. Итоги науки и техники: Физика плазмы / Под ред. В.Д. Шаfranова // М.: ВИНТИ. - 1990. Т. 11. С. 6.
3. Stangeby P. C. The Plasma Boundary of Magnetic Fusion Devices // CRC Press. – 2000. - p.738.
4. Недоспасов А. В. Физика пристеночной плазмы в токамаках //Успехи физических наук // -1987. Т.152, вып. 3, С. 479 - 492.
5. Зиновьев В.Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах. Справочник. Издательство: «Металлургия».1989.
6. Чиркин В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники. М.: Атомиздат. 1967.

ОСОБЕННОСТИ ОБРАЗОВАНИЯ И РАЗВИТИЯ ПОРИСТОСТИ В ПРИПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ ГРАФИТА ПРИ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОМ ИНТЕНСИВНОМ ИОННОМ ОБЛУЧЕНИИ

ВВЕДЕНИЕ

Графит используется для изготовления контактирующих с плазмой элементов термоядерных и плазменных технологических установок [1], подвергающихся интенсивному высокотемпературному плазменному облучению.

В наших предыдущих работах изучалась зависимость эффектов облучения ионами водорода и дейтерия при различных дозах облучения [2], температурах облучения [3] и плотности потока облучающих ионов [4] на поверхность и приповерхностные слои графита. Обнаружено, что облучение интенсивными ионными потоками (плотность потока порядка 10^{18} ион/см²с) провоцирует образование пористого слоя, толщина которого на несколько порядков превышает глубину проникновения ионов в поверхность графита.

В данной работе исследуется зависимость формирования и развития приповерхностного пористого слоя в мелкозернистом изотропном графите от температуры облучаемого образца, типа облучающих ионов, плотности ионного потока и толщины образцов. Эксперименты проводились с использованием ионов дейтерия и гелия. Исследования проводились на образцах мелкозернистого графита. Температура поверхности образца варьировалась в диапазоне 1000–2300 К, плотность потока составляла $1,4 \times 10^{22}$ ион/м²с. Доза облучения составляла от $4,2 \times 10^{23}$ до $9,6 \times 10^{25}$ ион/м²с.

1. ОБЛУЧЕНИЕ ВЫСОКОИНТЕНСИВНЫМ ИОННЫМ ПОТОКОМ

1.1. Поверхностная пористость графита

В результате облучения образцов ионами плотностью потока $1,4 \times 10^{22}$ ион/м²с, на поверхности образовались неравномерности. На ряде участков наблюдались значительные отличия от остальной поверхности в размерах, концентрации и глубине пор. При увеличении дозы облучения размер и концентрация поверхностных пор увеличивались, пока не достигали, соответственно, 30 мкм и 50% при облучении дозой $4,2 \times 10^{25}$ ион/см². Дальнейшее увеличение дозы облучения не приводило к изменению этих параметров.

1.2. Образование и развития пористого слоя при облучении ионами дейтерия

При облучении образца мелкозернистого графита ионами дейтерия плотностью потока $1,4 \times 10^{22}$ ион/м²с было замечено, что количество удалённых атомов углерода, измеренное с помо-

щью взвешивания образца до и после облучения, превышает объём видимого на поверхности расплывлённого вещества (рис.1). На основании этого результата сделано заключение, что ионное облучение удаляет атомы углерода не только с поверхности, но и из толщи графита. Следовательно, в приповерхностном слое облучённого графита должны образовываться поры. Судя по всему, это происходит из-за температурной диффузии радиационных вакансий из области торможения ионов вглубь графита и, соответственно, перемещения ионов углерода на поверхность с их последующим распылением – радиационно-ускоренной сублимации.

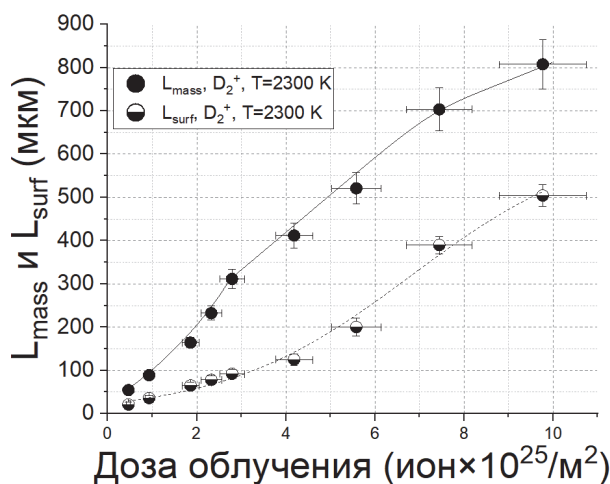


Рис.1. Зависимость толщины слоя удалённого вещества, рассчитанного с помощью взвешивания (L_{mass}) и прямого измерения глубины (L_{surf}) от дозы облучения образца

1.3. Зависимость толщины пористого слоя от температуры облучения

На рис. 2 видно, что во всех интервалах доз облучения графита при любой температуре значение L_{mass} выше значения L_{surf} . Другими словами, во всём диапазоне температур, рассмотренном в рамках данной работы, ионное облучение стимулирует диффузию радиационных вакансий вглубь графита, распыление атомов углерода не только с поверхности, но и из глубины и, соответственно, формирование пористого слоя. Повышение температуры образца способствует не только увеличению толщины пористого слоя, но также и торможению его развития при более высоких дозах облучения.

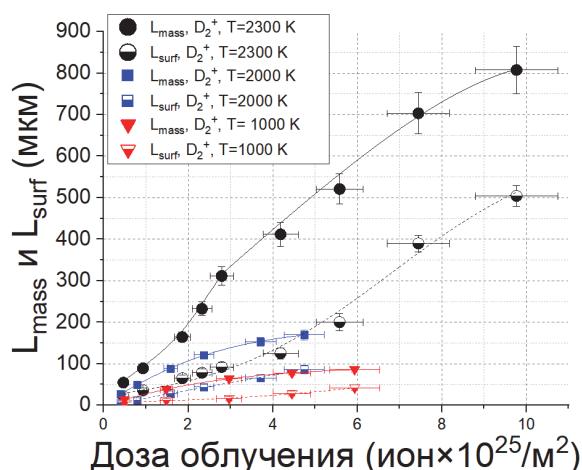


Рис.2. Зависимость параметров L_{surf} и L_{mass} от температуры поверхности облучаемых образцов

Предполагается, что это происходит из-за увеличения диффузионной мобильности атомов углерода при повышенных температурах, что, в свою очередь, сопровождается рядом процессов, приводящих, в итоге, к увеличению коэффициента распыления графита, таких как: стимулирование формирования поверхностного рельефа, развитие пористости на поверхности.

1.4. Зависимость толщины пористого слоя от типа ионов, облучающих образец.

При облучении образцов графита ионами дейтерия и гелия в диапазоне температур 1000-2300 К можно увидеть, что параметр L_{mass} практически не зависит от выбора облучающих ионов (рис. 3).

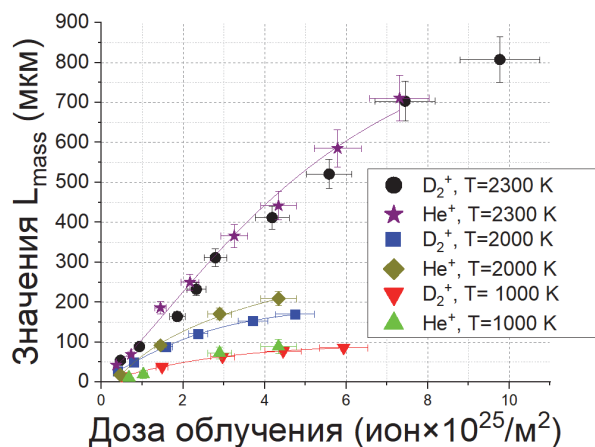


Рис. 3. Зависимость параметра L_{mass} от дозы облучения, температуры поверхности и типа облучающих ионов.

Как и в случае с дейтерием, коэффициенты распыления ионами гелия при температурах облучения 2000 и 1000 К снижаются по сравнению с отмеченными при 2300 К, но во всей области доз облучения остаются значительно более высокими, чем при каскадном распылении. Это указывает на уменьшение активности радиационно-ускоренной сублимации, являющейся всё ещё основным механизмом распыления при этих температурах, и на меньшую скорость поступления атомов углерода из

глубины графита на поверхность. При облучении ионами дейтерия и гелия при температурах 1000 и 2000 К, толщины пористых слоёв для одинаковых температур совпадают во всех дозах облучения. Это свидетельствует о незначительной разнице между поступлениями атомов углерода на облучаемую поверхность в обоих случаях.

При температуре 2000 К толщина пористого слоя оказывается большей при облучении ионами дейтерия. Это означает, что при облучении гелием пористый слой имеет меньшую толщину, чем при облучении дейтерием. Причиной этого может быть более интенсивное разрушение структуры графита в зоне торможения ионов гелия, что приводит к уменьшению транспорта вакансий в глубину графита и роста пористого слоя. При малых дозах облучения скорость диффузии вакансий и обратного транспорта атомов углерода на поверхность ниже, и данный эффект не наблюдается.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе проведено исследование влияния нескольких параметров на образование и развитие в приповерхностных слоях графита пористости, таких, как: доза облучения, температура поверхности облучаемого образца, тип облучающих ионов.

Показано, что приповерхностные пористые слои развиваются при интенсивном облучении, как ионами дейтерия, так и гелия. Оба типа ионов удаляют примерно одинаковое количество атомов углерода.

Потоки распыления включают атомы поверхности и атомы пористого слоя, диффундирующие на поверхность.

При облучении при температурах 1000 и 2000 К механизм удаления атомов углерода примерно одинаковый у ионов как дейтерия, так и гелия. Увеличение температуры приводит к тому, что толщина пористого слоя у образца, облучённого ионами гелия, падает.

Радиационно-ускоренная сублимация - основной механизм распыления при всех исследованных температурах, активируются при повышении температуры

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. P.P. Khvostenko et al.: Tokamak T-15MD. Fusion Engineering and Design, 146A, 2019, pp. 1108-1112)
2. L.B. Begrambekov, G.D. Dolganov, A.V. Grunin, N.A. Puntakov, K.M. Titkova: Dose Dependence of the Erosion of Graphite under High Temperature Ion Irradiation (Journal of Physics: Conference Series, 1121(1):012006)
3. L.B. Begrambekov, G.D. Dolganov, A.V. Grunin, N.A. Puntakov, K.M. Titkova: Temperature Dependence of the Erosion of Graphite under High Temperature Ion Irradiation (Journal of Physics: Conference Series, 1328(1): 012031).
4. N.A. Puntakov, L.B. Begrambekov, A.V. Grunin, G.D. Dolganov: Dependence of the Erosion of Graphite on Flux Density for High-Temperature Irradiation by Hydrogen Ions (Journal of Physics: Conference Series, 1396(2019): 012035).

*А.В. Голубева¹, В.Х. Алимов², В.С. Ефимов², Т.А. Шишкова¹, Д.И. Черкез¹,
Н.О. Степанов¹, Д.А. Козлов¹, А.П. Персианова¹, Н.П. Бобырь¹, В.М. Чернов^{3,4}*

¹Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт»,
123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

²ИФХЭ РАН им. А.Н. Фрумкина
119071, Москва, Ленинский проспект, д. 31 к. 4

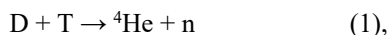
³Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ»
1115409, Москва, Каширское шоссе, д. 31

⁴АО «ВНИИНМ им. Академика А.А. Бочвара»
123098, Москва, ул. Рогова, 5а

ВЫХОД ДЕЙТЕРИЯ ИЗ МАЛОАКТИВИРУЕМОЙ ФЕРРИТНО-МАРТЕНСИТНОЙ СТАЛИ ЭК-181 С ТЕЧЕНИЕМ ВРЕМЕНИ

ВВЕДЕНИЕ

Малоактивируемые ферритно-мартенситные стали с быстрым спадом наведённой активности являются перспективными материалами промышленных термоядерных установок. Отечественная сталь ЭК-181 [1] этого класса обладает преимуществами перед зарубежными аналогами, работая в более широком температурном интервале. В термоядерных установках эта сталь может быть использована в качестве конструкционного материала вакуумной камеры, blankets. Будучи материалом стенки вакуумной камеры, сталь будет контактировать с газообразным тритием, так как термоядерные установки будут работать на смеси дейтерия и трития, реализуя реакцию синтеза



В качестве материала blankets сталь будет взаимодействовать с газообразным тритием, нарабатываемым в blankets. Предлагается также использовать эту сталь без защиты в областях, где потоки частиц плазмы и энергии будут это позволять. Во всех случаях тритий будет проникать в объём материала и в нём накапливаться. Содержание трития в материалах – важнейший аспект радиационной безопасности термоядерных установок.

Динамику снижения количества трития в конструкционных материалах с течением времени важно знать в двух аспектах: во-первых, чтобы предсказать количество трития, высвобождаемого из конструкции в ходе ремонта и консервации, и во-вторых, чтобы сопоставлять результаты исследований, в которых между вводом водорода в материал и анализом содержания водорода в материале проходили разные промежутки времени.

В лабораторных экспериментах взаимодействие материалов с тритием часто моделируют, используя дейтерий вместо трития, так как тритий радиоактивен, а работа с дейтерием не требует специальных условий.

Цель данной работы – исследовать динамику снижения содержания дейтерия в стали ЭК-181 в зависимости от времени и условий хранения образцов, содержащих дейтерий.

1. ПОСТАНОВКА ЭКСПЕРИМЕНТА

1.1. Выход после насыщения в газе

Квадратные образцы стали ЭК-181 10x10 мм были вырезаны из горячекатаной пластины и отполированы до зеркального блеска. Конечная толщина образцов составила 1 мм. Отполированные образцы прогревались в вакууме 2 часа при 773 К. Часть образцов насыщали в газообразном дейтерии при температуре 473 К и давлении 5 атмосфер в течение 25 часов. За это время достигалось равновесие в насыщении образцов дейтерием. Половину насыщенных в газе образцов хранили на атмосфере, половину – в безмасляном вакууме предварительного разряжения при давлении 1 мбар. Через промежутки времени 4 дня, 1,5 месяца, 5,5 месяцев и 1,5 года с момента насыщения проводили термодесорбционные (ТДС) измерения количества дейтерия в очередной паре образцов.

Метод ТДС заключался в нагреве образца с постоянной скоростью 2 К/с до 1800 К и регистрации потоков газов HD, D₂, HDO, D₂O, в составе которых дейтерий может покинуть образец. Потоки регистрировали квадрульным масс-спектрометром, калибровка которого осуществлялась по потокам H₂ и D₂. В описываемых здесь экспериментах подавляющая часть дейтерия десорбировалась в составе молекул HD и D₂, а десорбцией в составе воды можно было пренебречь. Интегрирование ТДС-спектра по времени даёт полное количество водорода, захваченное образцом, а количество и положение пиков зависят от того, в каких состояниях (с какой энергией активации) водород находился в металле. Водород в металле может находиться в растворённом состоянии, в составе гидрида или быть захваченным в ловушки – дефекты кристаллической решётки, энергия связи водорода с которыми выше, чем энергия активации диффузии водорода в металле. В стали ЭК-181 гидриды не образуются, поэтому водород в этой стали может быть или растворён или связан с ловушками.

1.2. Выход после плазменного облучения

Образцы размером 9.5 x 9.5 x 1.3 мм были вырезаны из прутка ЭК-181 перпендикулярно его оси и

отполированы с двух сторон до зеркального блеска. Конечная толщина образцов составила 1 мм. Образцы отжигали в вакууме при 773 К в течение 2 часов. Затем 5 образцов одновременно облучили дейтериевой плазмой до дозы 10^{25} D/m² при температуре во время облучения 473 К. Затем образцы хранили в эксикаторе в высоком вакууме (10^{-6} Па), через временные промежутки 6, 7, 8 дней и 1,5 месяца после насыщения извлекая их по одному и помещая в камеру ТДС-стенда. Таким образом, контакт образцов с атмосферой длился не более часа. ТДС-спектры регистрировали при скорости нагрева 0,5 К/с.

2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

На рис. 1 представлены ТДС-спектры образцов ЭК-181, хранившихся на воздухе. ТДС спектры образцов, хранившихся в вакууме, имели такой же вид. Выделение дейтерия из образцов происходило при температурах от 450 до 1400 К. Больше всего дейтерия выделялось в пике при ~ 650 К. Вид спектра (несимметрично широкое правое плечо) говорит о наличии каких-то состояний водорода в материале, выход из которых происходит при более высоких температурах.

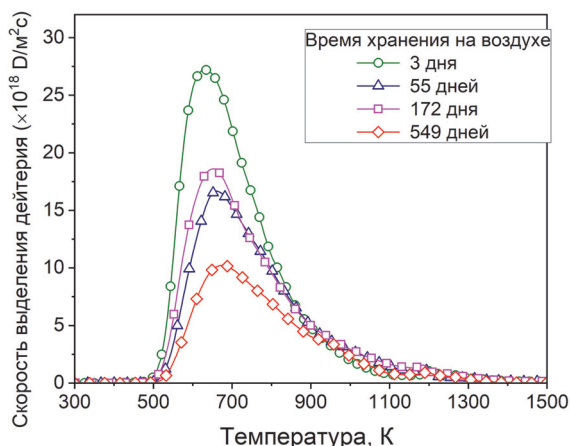


Рис. 1. ТДС спектры образцов, хранившихся в вакууме при 1 мбар, для разных временных промежутков между выдержкой в газе и ТДС.

Термодесорбционные спектры образцов, вырезанных из прутка и облучённых плазмой, состоят из одного симметричного пика, что отличается от рис. 1. Это отличие вероятно обусловлено тем, что образцы, ТДС которых представлен на рис. 1 содержат дефекты в приповерхностном слое, оставшиеся вследствие проката (об этом более подробно см. тезисы А.П. Персиановой в этом же сборнике), а в образцах, вырезанных из прутка, таких дефектов в приповерхностной области нет и дейтерий преимущественно растворён в материале, что даёт симметричный пик на ТДС-спектре.

С увеличением времени хранения количества дейтерия в образцах ожидаемо уменьшается (см. Рис. 2). Зависимость количества дейтерия, оставшегося в образце от времени хранения близка к

линейной. Исходя из предложенной аппроксимации можно ожидать, что через 4 года весь дейтерий выйдет из материала. Для проверки этого предположения придётся подождать несколько лет.

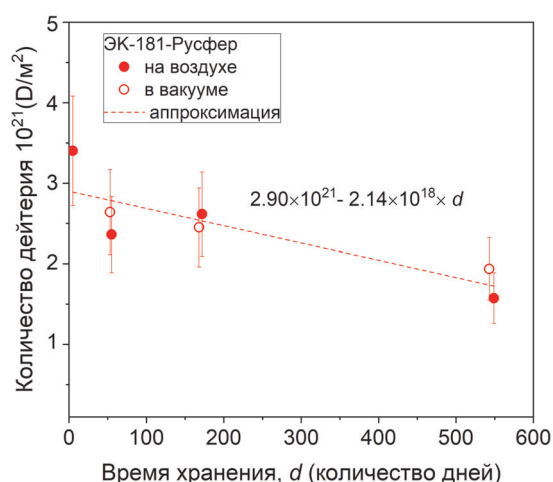


Рис. 2. Зависимость от количества дейтерия в образце от времени после выдержки в газообразном дейтерии для образцов хранившихся на воздухе и в вакууме при 1 мбар.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Образцы стали ЭК-181, содержащие дейтерий после выдержки в газе и после плазменного облучения хранили на атмосфере, в вакууме предварительного разряжения и в высоком вакууме. Исследован выход дейтерия из стали ЭК-181 в зависимости от времени между вводом дейтерия в образец и измерением количества дейтерия в образце методом ТДС. Полученные временные зависимости выхода дейтерия из стали ЭК-181 могут быть использованы для сопоставления результатов, полученных при разных постановках экспериментов по исследованию захвата в этой стали, и для прогнозирования содержания трития в стенке термоядерной установки, выполненной из стали ЭК-181, в зависимости от длительности и условий консервации.

Данная работа выполнена в рамках Государственного задания НИИ «Курчатовский институт»

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Микроструктура** и механические свойства малоактивируемой ферритно-мартенситной стали ЭК-181 (RUSFER-EK-181) /М.В. Леонтьева-Смирнова, А.Н. Агафонов, Г.Н. Ермолаев и др.; Перспективные материалы. 2006. №6. С.40-52.

Т.А. Шишкова^{1,2}, Д.И. Черкез¹, А.В. Голубева¹, Н.О. Степанов¹, Н.П. Бобырь¹,
Д.А. Козлов¹, Д.С. Дугин¹, П.А. Федин¹, В.М. Чернов³, М.Б. Розенкевич²

¹НИЦ «Курчатовский институт»,
123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

²РХТУ им. Д. И. Менделеева,
125047, Москва, Минусская площадь, д. 9, стр. 1

³ВНИИНМ им. А.А. Бочвара,
123098, Москва, ул. Рогова, 5а

ИЗОТОПНЫЙ ОБМЕН ВОДОРОДА В СТАЛИ ЭК-181

ВВЕДЕНИЕ

При проектировании и строительстве термо-ядерных реакторов вопрос накопления изотопов водорода, в первую очередь трития, в материалах критически важен. Одним из важных направлений исследований с точки зрения вопросов безопасности и экономики эксплуатации термоядерного реактора (ТЯР) является разработка эффективных технологий извлечения трития из материалов ТЯР и возврат его в топливный цикл. Для проекта ИТЭР рассматривается детритизация методом термодесорбции [1], которая может обеспечить извлечение трития из материалов без нарушения целостности компонентов камеры и изменения условий внутри камеры. Однако нагрев дивертора до выбранной температуры 623 К и дальнейшее охлаждение могут занять длительное время – около 100 часов [1]. Кроме того, для достижения высокой степени удаления трития может потребоваться длительное время выдержки при заданной температуре.

Для быстрого извлечения большого количество трития из материалов камеры желательнее найти более эффективные методы или комбинации методов детритизации. Перспективным направлением в области удаления трития из материалов является изотопный обмен. Данный метод основан на изотопном замещении трития в материалах при контакте с дейтерием или протием в виде газа или плазмы.

Большинство представленных в литературе работ по изотопному обмену в кандидатных материалах ТЯР проводилось для системы протий (H) – дейтерий (D). Это объясняется сложностями организации работы с радиоактивным веществом и высокой стоимостью трития. Полученные результаты для системы H – D используются для оценки применимости изотопного обмена в целях детритизации материалов камеры ТЯР. В настоящей работе проведено исследование эффективности извлечения дейтерия из ферритно-мартенситной стали ЭК-181 при облучении протиевой плазмой.

1. МАТЕРИАЛЫ

Низкоактивируемые ферритно-мартенситные стали относятся к числу наиболее перспективных конструкционных материалов термоядерных установок. Их достоинствами являются низкое распухание и быстрый спад наведенной активности. В данной работе использовались образцы отечественной ферритно-мартенситной стали ЭК-181. Образцы

были вырезаны путём электроэрозионной резки и механически отполированы с двух сторон до зеркального блеска, после чего их размер составил $\sim 10 \times 10 \times 0,5$ мм³. Состав стали представлен в таблице 1. Отполированные образцы очищали в ацетоне в ультразвуковой ванне, затем прогревали в вакууме при температуре 773 К в течение 2 часов. Отжиг образцов в вакууме проводился с целью релаксации напряжений, созданных полировкой, и снижения концентрации водорода в материале.

Для создания дефектов образцы стали облучали ионами железа на линейном ускорителе тяжелых ионов ТИПр-1 в НИЦ «Курчатовский институт» – ИТЭФ. При облучении образцов использовался пучок ионов железа Fe²⁺ с энергией 5,6 МэВ. Так как железо – основной элемент стали, облучение этими ионами не приводит к внедрению примеси в сталь ЭК-181. В ходе облучения температура образцов не превышала 327°С. Образцы облучали ионами Fe²⁺ до интегральных доз $3,0 \cdot 10^{14}$ частиц/см², $1,0 \cdot 10^{15}$ частиц/см² и $3,0 \cdot 10^{15}$ частиц/см², что в пересчете на повреждающую дозу составляет 0,3, 1 и 3 сна (смещений на атом) в максимуме распределения повреждений по глубине, соответственно.

2. МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Насыщение дейтерием всех образцов (неповреждённых и предварительно поврежденных ионами Fe²⁺) проводилось путем плазменного облучения при температуре 200°С до интегральной дозы облучения $1 \cdot 10^{25}$ ат./м². Далее часть образцов облучали водородной плазмой при тех же условиях (200 °С, $1 \cdot 10^{25}$ ат./м²). Облучение дейтериевой плазмой и протиевой плазмой проводилось на стенде «ПИМ» (НИЦ «Курчатовский институт»). Источник позволяет получать низкотемпературную плазму с температурой электронов $T_e \sim 3-5$ эВ и температурой ионов $T_i \sim 0,4$ эВ. Используемый на стенде «ПИМ» держатель для образцов позволяет проводить одновременное облучение нескольких (до 5) образцов. На образцы подавался отрицательный потенциал смещения 100 В, определяющий энергию ионов, бомбардирующих поверхность образцов. Полное количество ионов, поступающих на образцы за время облучения, определялось по измерению тока ионов, вытянутых из плазмы. Далее осуществлялся пересчёт ионных токов и потока нейтральных атомов в интегральное количество частиц. Температура держателя вблизи образцов измерялась термопарой.

Содержание дейтерия в каждом образце определялось методом термодесорбционной спектроскопии. Между процессами облучения плазмой и термодесорбционного анализа все образцы хранились в вакууме ($\sim 10^{-6}$ Па). После облучения образцы подвергались кратковременному контакту с атмосферой только во время установки в держатель на стен-

де плазменного облучения и на термодесорбционном стенде. Хранение образцов в вакуумных условиях позволяет избежать длительного контакта с атмосферой и, следовательно, изотопного обмена между дейтерием из образцов с водородсодержащими атмосферными газами.

Таблица 1. Состав стали ЭК-181 (масс. %).

Элемент	Ni	C	N	Si	Ti	V	Cr	Mn	Ta	W
Масс.%	0.03	0.16	0.07	0.4	0.05	0.4	12	0.6	0.15	1.09

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

В настоящей работе исследовали влияние имитационных повреждений, созданных тяжёлыми ионами, на захват дейтерия. Воздействие нейтронов на материалы первой стенки в ходе работы ТЯР неизбежно будет приводить к формированию дефектов в структуре материалов. Из-за отсутствия источника нейтронов термоядерного спектра, пригодного для материаловедческих применений, и сложности организации нейтронных исследований в настоящее время широко используются альтернативные способы формирования дефектов в материалах.

Результаты термодесорбционного анализа содержания дейтерия в поврежденных образцах после насыщения из плазмы показали, что облучение ионами Fe^{2+} при 600 К до дозы повреждений 1 сна не приводит к увеличению захвата дейтерия в стали.

После насыщения дейтерием часть образцов подвергалась облучению Н-плазмой для оценки эффективности извлечения дейтерия. Для неповрежденных и поврежденных образцов сравнивали содержание дейтерия в не подвергавшихся изотопному замещению образцах и образцах, облученных противовой плазмой (200 °С, $1 \cdot 10^{25}$ ат./м²). Результаты ТДС-анализа показали, что содержание дейтерия в поврежденных образцах после изотопного обмена снизилось приблизительно втрое.

Поскольку в настоящее время для детритизации материалов вакуумной камеры ИТЭР рекомендуется прогрев, эффективность извлечения дейтерия при воздействии водорода сравнивалась с эффективностью нагрева в вакууме при той же температуре, при которой происходило облучение водородной плазмой. Насыщенный дейтерием неповрежденный образец стали отжигался в вакууме при температуре 200 °С в течение 24 ч. Результаты ТДС-анализа показали, что остаточное содержание дейтерия в образцах после облучения водородной плазмой (13 часов, $1 \cdot 10^{25}$ Н/м²) при 200 °С в $\sim 1,5$ раза ниже по сравнению с содержанием дейтерия после отжига в вакууме при той же температуре в течение 24 ч. Таким образом, воздействие водорода в виде плазмы при 200 °С позволяет удалить большее количество дейтерия за меньшее время.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Одним из актуальных вопросов, связанных с эксплуатацией термоядерных установок, является повышение эффективности извлечения трития из материалов вакуумной камеры. Необходимость быстро извлекать тритий из материалов камеры ТЯР требует применения эффективных методов или комбинаций методов детритизации. Перспективным методом удаления трития из материалов является изотопный обмен.

В работе показано, что воздействие водорода в виде плазмы позволяет эффективно снизить накопление дейтерия в стали ЭК-181.

Исследование выполнено в рамках научной программы Национального центра физики и математики, направление № 8 «Физика изотопов водорода».

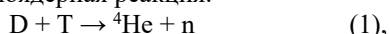
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. De Temmerman G., Baldwin M. J., Anthoine D. et al. Efficiency of thermal outgassing for tritium retention measurement and removal in ITER // Nuclear Materials and Energy. 2017. V.12. P. 267–272.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОДЕСОРБЦИИ ДЕЙТЕРИЯ ИЗ СТАЛИ ЭК-181

ВВЕДЕНИЕ

В ходе работы термоядерных реакторов и термоядерных источников нейтронов (ТИН) материалы этих установок будут подвергаться воздействию потоков дейтерия и трития, так как в них будет осуществлена термоядерная реакция:



В связи с этим необходимо изучать взаимодействие изотопов водорода с этими материалами, в том числе динамику накопления изотопов. Перспективным материалом для будущих отечественных ТИН является сталь ЭК-181 (Русфер) [1]. В число её достоинств входят быстрый спад наведённой активности под действием нейтронного облучения, хорошие термомеханические свойства и широкий диапазон рабочих температур (573-973 К) [2].

Для прогнозирования количества водорода, которое будет захвачено в ЭК-181 в процессе эксплуатации ТИН, необходимо проводить численное моделирование экспериментов по захвату изотопов водорода в образцы этой стали. Компьютерное моделирование в сочетании с экспериментом позволяет определить параметры захвата дейтерия и трития – энергию связи водорода с ловушками и концентрацию ловушек в материале.

1. ПОСТАНОВКА ЭКСПЕРИМЕНТА

ЭК-181 – это малоактивируемая ферритно-мартенситная сталь, содержащая 12 вес. % Cr и 1.1 вес. % W.

Эксперимент с образцами стали ЭК-181 состоял из следующих этапов:

- 1) Полировка и отжиг образцов 2 часа при 773 К,
- 2) Насыщение в газе при температурах 623, 673, 723 и 773 К в D₂ в течение 25 часов при давлении 5 бар,

$$\frac{\partial C(x,t)}{\partial t} = D(T(t)) \frac{\partial^2 C(x,t)}{\partial x^2} - \sum_{i=1}^k \frac{\partial C_{tr}^i(x,t)}{\partial t} + G(x,t), \quad (2)$$

$$\frac{\partial C_{tr}^i(x,t)}{\partial t} = \frac{D(T(t))}{\lambda^2} C(x,t) \frac{N_i(x,t) - \sum_{i=1}^k C_{tr}^i(x,t)}{N} - \alpha_{dt}^i \cdot C_{tr}^i(x,t), \quad (3)$$

где $C(x,t)$ – концентрация растворённого в образце водорода, $C_{tr}^i(x,t)$ – концентрация водорода, захваченного в i -ю ловушку, N_i – концентрация i -й ловушки, $G(x,t)$ – внутренний источник водорода (обычно связан с внедрением ионов водорода), D – коэффициент диффузии водорода в данном материале, α_{dt}^i – скорость выхода атома водорода из i -й ловушки. Для TMAP7 максимально возможное число типов ловушек равно трём.

- 3) Хранение на атмосфере в течение 3-4 месяцев (в связи с ковидными ограничениями),
- 4) Термодесорбционная спектроскопия (ТДС) при скорости нагрева 2 К/с.

Метод ТДС заключается в регистрации потоков газов, выделяющихся из образца при нагреве. В наших экспериментах нагрев осуществлялся в вакууме с постоянной скоростью, а потоки дейтерий-содержащих газов (HD, D₂, HDO, D₂O) регистрировались квадрупольным масс-спектрометром. Интегрирование ТДС-спектра по времени позволяет определить общее количество водорода, захваченное в образец, а по положению пиков можно судить о том, в каком состоянии находился дейтерий в металле (в растворённом или в ловушках).

Ловушки – это различные дефекты кристаллической решётки металла. Энергии связи с ловушками различных типов и концентрации ловушек водорода в металле – одни из главных параметров, определяющих, сколько водорода будет накоплено в металле. Чем выше энергия связи атома водорода с узлом ловушки, тем сильнее нужно нагреть образец, чтобы захваченный в эту ловушку водород начал его покидать. Так как один из основных способов удаления водорода из установок – это прогрев, информация о том, сильные или слабые ловушки преобладают в образце, является весьма ценной.

2. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ТЕРМОДЕСОРБЦИИ

Моделирование термодесорбционных спектров проводилось в программе TMAP7 [3]. В этой программе численно решается следующая одномерная система уравнений:

Были использованы следующие граничные условия: $J_s = K_r \cdot C^2(0,t)$ (4), где J_s – поток молекул водорода с поверхности, K_r – коэффициент рекомбинации атомов дейтерия.

В процессе моделирования было принято решение рассматривать сталь ЭК-181 как трёхслойную пластину оксид-сталь-оксид (Cr₂O₃) с одним, приповерхностным типом ловушек.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ

3.1. Вариант без оксидного слоя

Первые попытки моделирования показали, что начало активной десорбции водорода с 500 К не может быть описано добавлением разных типов ловушек, поэтому была рассмотрена гипотеза о том, что на поверхности стали есть оксиды хрома, которые задерживают начало десорбции дейтерия из образцов. Моделирование ТДС-спектров в предположении, что на поверхности присутствуют оксидные плёнки толщиной 10 нм, оказалось ближе к эксперименту, что продемонстрировано на рис. 1.

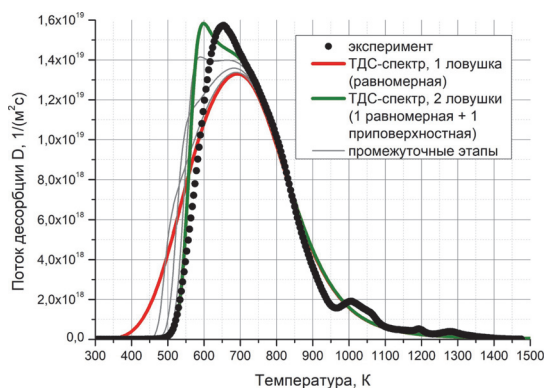


Рис. 1. Смоделированные без оксидного слоя на образце ТДС-спектры дейтерия

3.2. Влияние приповерхностных ловушек на форму спектра

Оказалось, что добавление в модель одного типа ловушек с концентрацией 1,5 ат.% у поверхности в слое толщиной 1 мкм (энергия связи 0,75 эВ) лучше описывают форму экспериментальной кривой. Модельные спектры с приповерхностными ловушками и без них показаны на рис. 2.

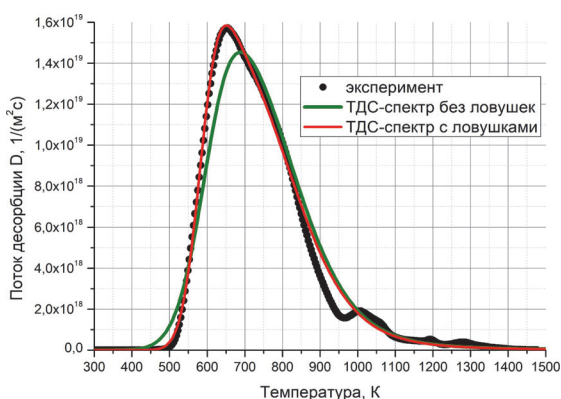


Рис. 2. Влияние приповерхностных ловушек на форму модельного ТДС-спектра

4.3. Результат моделирования ТДС-спектров стали ЭК-181

Экспериментальные и наиболее близко описывающие их смоделированные ТДС-спектры стали ЭК-181 для разных температур выдержки образцов в газе представлены на рис. 3.

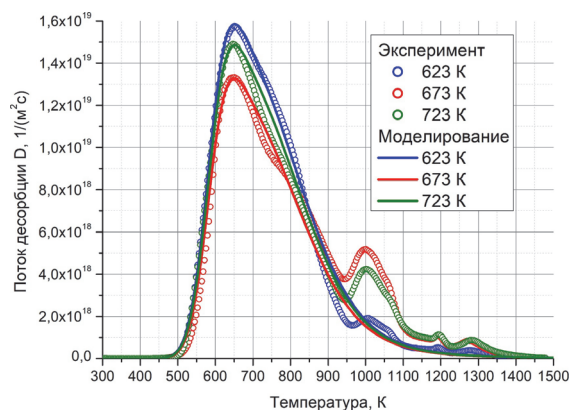


Рис. 3. Экспериментальные и смоделированные ТДС-спектры образцов, выдержанных в D₂-газе

4. ОБСУЖДЕНИЕ

Третий пик, наблюдаемый для ЭК-181 при температурах ~1000 К во время ТДС, промоделировать не удалось. По-видимому, он не описывается классической теорией диффузии водорода в металлах и может быть обусловлен причинами, которые невозможно учесть в программе TMAP7. Такими причинами могут быть:

- появление в процессе ТДС-эксперимента в условиях резкого нагрева новых сильных ловушек, которых не было до начала эксперимента, например, карбидов хрома (при нагреве до 870-970 К);
- разрушение оксидного слоя Cr₂O₃ под действием высоких температур или дейтерия, что приводит к резкому ускорению выхода оставшегося дейтерия из образца;
- фазовый переход $\alpha \rightarrow \gamma$, то есть начало перестройки кристаллической решётки ЭК-181 из ОЦК в ГЦК (при 1143-1175 К).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В программе TMAP7 промоделированы ТДС-спектры стали ЭК-181. Определён тип ловушек (приповерхностные), их энергия связи с дейтерием (0,75 эВ) и концентрация (1,5 ат.%). Обнаружено anomальное поведение ТДС-спектров в области высоких температур, изучено влияние оксидного слоя на форму спектров.

Работа проведена в рамках выполнения государственного задания НИЦ "Курчатовский институт".

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Селективное** распыление стали ЭК-181 (Русфер) /А.В. Голубева, Б.И. Хрипунов, В.Х. Алимов и др.; ВАИТ. Термоядерный синтез. 2021. Т. 44. №3. С. 63-74.
2. **Микроструктура** и механические свойства малоактивируемой ферритно-мартенситной стали ЭК-181 (RUSFER-EK-181) /М.В. Леонтьева-Смирнова, А.Н. Агафонов, Г.Н. Ермолаев и др.; Перспективные материалы. 2006. №6. С.40-52.
3. Longhurst G. TMAP7 User Manual. INEEL. EXT-04-02352. Rev. 2. 2008.

УСТАНОВКА ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПЛАЗМЫ С МАТЕРИАЛАМИ НА ОСНОВЕ ВЧ-ИСТОЧНИКА ГЕЛИКОННОГО ТИПА: МОДЕРНИЗАЦИЯ И НОВЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

ВВЕДЕНИЕ

Одной из приоритетных задач при проектировании термоядерных реакторов (ТЯР) следующих поколений является изучение взаимодействия плазмы с обращенными к ней материалами (ОПМ). Так, ОПМ во время эксплуатации реактора будут взаимодействовать с большими стационарными тепловыми и корпускулярными потоками, которые будут приводить к эрозии поверхности, смещению атомов из узлов кристаллической решетки и активации. Помимо этого, будут происходить процессы захвата с последующей диффузией в теплоноситель тяжелого изотопа водорода – трития, влияющие на рециклинг топлива и накладывающие дополнительные ограничения, связанные с радиационной безопасностью, а совместное влияние всех перечисленных факторов способно провоцировать новые негативные эффекты [1]. Несмотря на важность изучения взаимодействия плазмы с ОПМ, эксплуатирующиеся сегодня ТЯР не в состоянии обеспечить нужные параметры плазменного потока и длительности импульса, на уровне ожидаемом в ИТЭР и ДЕМО. Поэтому, для проведения материаловедческих исследований, целесообразно создание высокопоточных источников плазмы. Безэлектродные источники на основе ВЧ-генераторов, в том числе геликонного типа способны создавать плазму с высокой плотностью и однородностью, чувствительную к внешним параметрам, таким как давление газа и величина магнитного поля [2], а также имеют ряд преимуществ, среди которых: возможность варьирования плотности и потока плазмы в широком диапазоне, отсутствие эродирующих электродов и высокая плотность плазмы $10^{11} \div 10^{13} \text{ см}^{-3}$.

Ранее, в НИЦ «Курчатовский институт», на основе ВЧ-генератора мощностью 2 кВт, был спроектирован и собран экспериментальный стенд - ГПИ-2 (геликонный плазменный источник, 2 кВт) [3]. В данной работе описана модернизация установки, представлены заново определенные параметры плазмы (удельного ионного тока, плотности и температуры электронов) и их сравнение с измеренными ранее, до завершения модернизации.

1. КОНСТРУКЦИЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО СТЕНДА ГПИ-2

Экспериментальный стенд ГПИ-2, рис. 1, [3] представляет собой два, соединенных между собой, вакуумных объема. Разрядная камера выполнена из кварцевой трубы (высота – 498 мм., внешний диа-

метр – 70,1 мм., толщина стенки – 2,9 мм.), подача газа осуществляется через электромагнитный клапан, расположенный с торца разрядной камеры, на заземленном нержавеющей фланце, соединение с кварцем реализовано через сальниковое уплотнение. Камера взаимодействия – нержавеющей вакуумный объем (высота – 500 мм., внутренний диаметр – 250 мм.) с множеством патрубков, различных проходных диаметров, использующихся для установки диагностического оборудования и, в будущем, мишенного узла.

Для создания сверхвысокого вакуума используется турбомолекулярный (ТМН) и форвакуумный (ФН) насосы, соединённые последовательно. После ВЧ-разряда и длительной откачки без прогрева, остаточное давление не превышало $1 \cdot 10^{-6}$ Па. Типичное давление рабочего газа (дейтерия) во время разряда ~ 1 Па, такая газовая нагрузка приводила к перегреву ТМН, поэтому было установлено дополнительное воздушное охлаждение.

Для передачи ВЧ-мощности используется водоохлаждаемая геликонная полуволновая антенна (НН), выполненная из медной трубки (внешний диаметр – 6,35 мм., толщина стенки 0,55 мм.), с $m+1$ симметрией (1). Такая нагрузка была выбрана на основании данных, представленных в литературе [4, 5] и позволяет получать более плотную плазму в стационарном режиме.

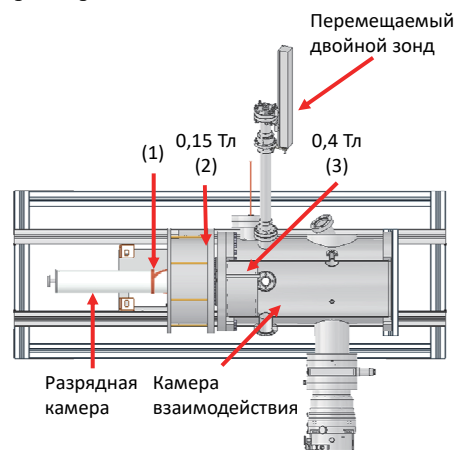


Рис. 1. Конструкция экспериментального стенда ГПИ-2: 1 – водоохлаждаемая геликонная антенна, 2 – внешняя катушка магнитного поля, 3 – внутривакуумная катушка магнитного поля.

Эффективное распространение геликонных волн в плазме возможно при наличии внешнего магнитного поля [1], которое создается с помощью катушки магнитного поля (2) ($B_{\text{max}} = 0,15 \text{ Тл}$), размещенной снаружи разрядной камеры, в области

антенны (1). В ходе модернизации экспериментального стенда внутрь камеры взаимодействия была установлена еще одна катушка магнитного поля (3) ($B_{\max} = 0,4$ Тл), что привело к изменению линейного профиля магнитного поля, рис. 2, и, как будет показано далее, позволило, более чем на порядок, увеличить плотность электронов.

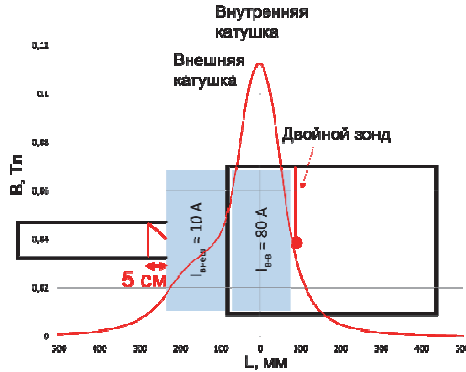


Рис. 2. Типичный линейный профиль магнитного поля.

Параметры ВЧ генератора и устройства автоматического согласования подробно описаны в [3].

2. ПАРАМЕТРЫ ПЛАЗМЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО СТЕНДА ГПИ-2

Определение локальных параметров плазмы осуществлялось с помощью перемещаемого двойного электростатического зонда. Обработка вольт-амперных характеристик (ВАХ) производилась путем аппроксимации измеренных величин аналитической зависимостью (1). Таким образом удавалось определить температуру электронов (T_e) и ионный ток насыщения (I_s). Для вычисления плотности электронов использовалось приближение Бомы (2).

$$I(V) = I_{si} \cdot \tanh\left(\frac{V-\Delta V}{2T_e}\right) + A_1 \cdot V + A_2, \quad (1)$$

$$I_{si} = 0,61 \cdot e \cdot n_e \cdot A \sqrt{\frac{k_B T_e}{m_i}}, \quad (2)$$

где I_{si} – ионный ток насыщения; e – заряд электрона; n_e – плотность электронов; A – площадь поверхности сбора частиц; V – вытягивающий потенциал; ΔV – разница потенциалов пространства в месте установки электродов; k_B – постоянная Больцмана; T_e – температура электронов; m_i – масса иона; A_1 – увеличение собирающего слоя; A_2 – ток смещения. Так как ВЧ-источники геликонного типа чувствительны к внешним параметрам, сразу после завершения модернизации был проведен поиск оптимальных величин (при которых достигается максимальная плотность ионного тока) давления дейтерия и магнитного поля для обеих катушек. Для этого последовательно фиксировались величины давления рабочего газа, магнитного поля внешней и внутривакуумной катушек, и варьировались 2 других параметра, при постоянной уставке генератора. Таким образом был найден режим разряда, для которого характерно формирование плазменного столба и скачкообразное изменение плотности ионного тока в малой области, на оси камеры взаимодействия.

На графике, рис. 3, представлены результаты измерений, произведенных до и после завершения модернизации экспериментального стенда. Видно, что установка внутривакуумной катушки, вкпе с проведенной оптимизацией внешних параметров позволило более чем на порядок увеличить плотность электронов ионного тока на оси камеры взаимодействия ($L = 126, 8$ мм.) при неизменной максимальной вводимой мощности.

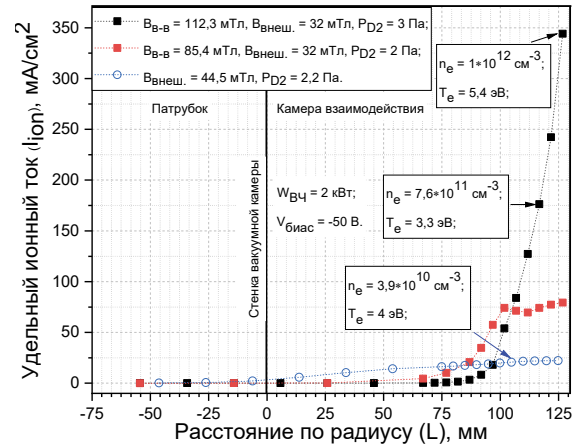


Рис. 3. Радиальный профиль плотности ионного тока для различных внешних параметров.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенная модернизация экспериментального стенда ГПИ-2 позволила существенно увеличить плотность электронов и ионного тока ($n_e = 3,9 \cdot 10^{10}$ см⁻³, $I_{\text{ion}} = 25$ мА/см² и $n_e = 1 \cdot 10^{12}$ см⁻³, $I_{\text{ion}} = 344$ мА/см² соответственно). При этом область однородности (в которой плотность ионного тока можно считать постоянной) сократилась с ~ 50 мм., до ~ 10 мм. Также определена область внешних параметров, при которых происходит изменение структуры разряда и увеличение плотности ионного тока.

Исследование выполнено в рамках научной программы Национального центра физики и математики, направление № 8 «Физика изотопов водорода».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **M.J. Baldwin, D. Nishijima, M.I. Patino, et al** Pisces-RF: A helicon-plasma based linear-device for the study of fusion relevant plasma-materials-interactions/ Nuclear Materials and Energy, V. 36, 2023.
2. **Геликонный источник плотной плазмы для линейных плазменных установок** / Е. И. Кузьмин, И. В. Шиховцев // Физика плазмы. 2021. №6. С. 507–517.
3. **Проект установки для изучения взаимодействия плазмы с материалами на основе ВЧ-источника геликонного типа** / Д. И. Черкез, Н. П. Бобьрь, А. В. Спицын, С. С. Ананьев // Вопросы атомной науки и техники. 2020. №3. С. 101–110.
4. **F.F. Chen**, Plasma Sources Sci. Technol, 2015.
5. **S. Shinohara**, Helicon high-density plasma sources: physics and applications/ Advances in Physics: X, Volume 3, 2018.

ОЦЕНКА ДИНАМИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СИЛ НА КОНСТРУКТИВНЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ ПЕРВОЙ СТЕНКИ И ДИВЕРТОРА ГИБРИДНОЙ РЕАКТОРНОЙ УСТАНОВКИ В ТЕЧЕНИЕ БОЛЬШОГО СРЫВА

ВВЕДЕНИЕ

При нормальной работе термоядерной установки воздействие электромагнитных сил на элементы первой стенки и дивертора – незначительны. Однако в случае смещения плазмы, прежде всего большого срыва, воздействие этих сил значительно возрастает. В данной работе рассматриваются оценки такого воздействия в течение большого срыва тока плазмы в токамаке гибридной реакторной установки (ГРУ) [1] (рис.1) на тепловоспринимающие и конструктивные элементы первой стенки и диверторов.

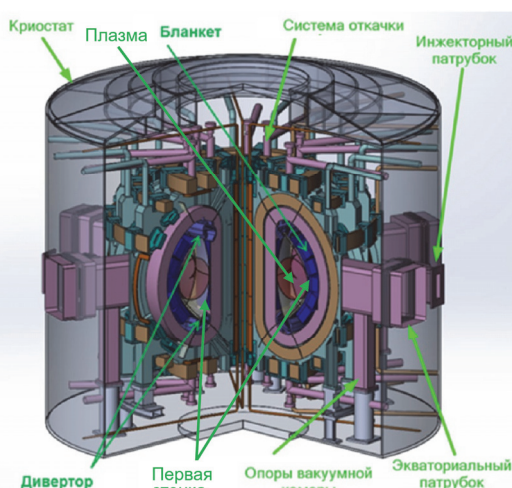


Рис. 1. Изображение установки ГРУ

Основные параметры установки:

Большой радиус	$R = 3,2$ м
Малый радиус	$a = 1$ м
Магнитное поле на оси	$B = 5$ Тл
Ток плазмы	$I_{пл} = 5$ МА

1. БОЛЬШОЙ СРЫВ ПЛАЗМЫ В ТОКАМАКЕ

Большой срыв в плазме токамаков в последнее время стал подразделяться на два одновременных этапа. Первого, начинающегося с очень быстрого (порядка 0,1—1 мс) выброса из плазмы тепловой энергии (TQ — Thermal Quench), в результате которого плазма становится парамагнитной, с соответствующим подъёмом тороидального магнитного потока в ней. И второго, когда данный тепловой срыв является инициатором неуправляемого движения плазмы по вертикали (VDE — Vertical Displacement Event), сопровождаемое снижением плазменного тока (CQ — Current Quench) (в тече-

нии 5-150 мс) за счёт внезапно возросшего после TQ электрического сопротивления плазмы. В первой стенке, составляющих ее силовую конструкцию и компонент, обращенных к плазме, а также в диверторе за счет этого индуцируется вихревой, полоидальный и тороидальный ток, определяющий величину электромагнитного и динамического силового воздействия на первую стенку и дивертор [2-4].

2. ПРОВЕДЕННЫЙ АНАЛИЗ

Проведена оценка электромагнитного и динамического силового воздействия большого срыва тока плазмы на силовую конструкцию первой стенки и дивертора из стали 316L, их тепловоспринимающие компоненты - трубки теплоносителя и теплопроводящие элементы из CuCrZr, вольфрамовых тайлов установки ГРУ с двухнулевой конфигурацией. Расчеты проведены в рамках трехмерной конечноэлементной электромагнитной модели установки для осесимметричной 1/18 секции ГРУ с граничными условиями, моделирующими полную тороидальную электромагнитную конфигурацию установки (рис. 2). На этом рисунке показаны направления токов в катушках, секциях соленоида и в плазме.

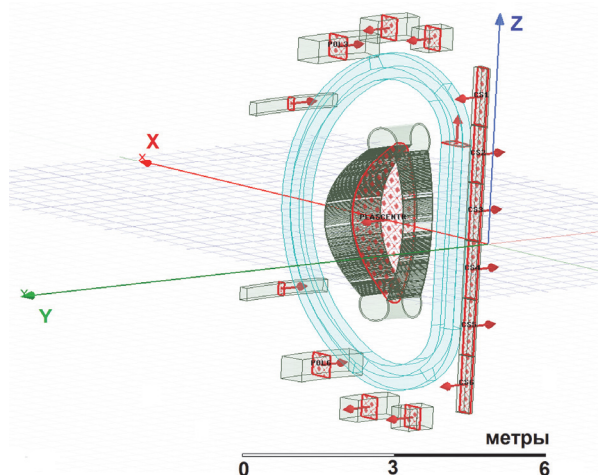


Рис. 2. Модель для расчетов силового воздействия срыва плазмы на элементы конструкции.

Начальный этап большого срыва моделируется режимом изменением магнитных свойств плазмы (увеличение тороидального магнитного потока на 1% за 1 мс), приводящим к индуцированию в ней

значительных полоидальных токов и последующего второго этапа - более длительного периода срыва тока плазмы CQ (40 мс) с одновременным спадом тороидального магнитного потока до уровня, предшествовавшего срыву тока плазмы. Внешняя и внутренняя силовая конструкция первой стенки в расчетной модели рассматривается сопряженной с нижним и верхним диверторами с обеспечением беспрепятственной электропроводности через диверторные элементы в полоидальном сечении. Расчетная модель предполагает беспрепятственную электропроводность сопряженных секций первой стенки и секций диверторных элементов в тороидальном направлении. На данном этапе расчетов не рассматривалось вертикальное перемещение плазменного шнура, которое приводит к индуцированию вихревых токов в первой стенке. Расчеты проведены в рамках трехмерной конечноэлементной электромагнитной модели установки для осесимметричной 1/18 секции ГРУ с граничными условиями, моделирующими полноценную тороидальную электромагнитную конфигурацию установки. В расчетах значения токов в 18 тороидальных, 8 полоидальных катушках и 6 секциях центрального соленоида принимаются постоянными.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Рассчитаны значения магнитной индукции, плотности индуцированного тороидального и полоидального тока, значения объемных сил и компонентов динамических электромагнитных сил, действующих на диверторы и элементы первой стенки во времени и послойно для обеих стадий большого срыва с учетом изменений магнитных свойств плазмы. Рассчитанные максимальные значения плотности наведенных токов при 1 мс составляют $10,50 \text{ MA/m}^2$ в слое вольфрама, $3,30 \text{ MA/m}^2$ в медном слое и $2,05 \text{ MA/m}^2$ в слое нерж. стали, локализованные в экваториальном сечении внутренней первой стенки. На основе этих значений рассчитано распределение радиальных объемных сил по толщине первой стенки в течение 1 мс (H/m^3), которое представлено на рис. 3.

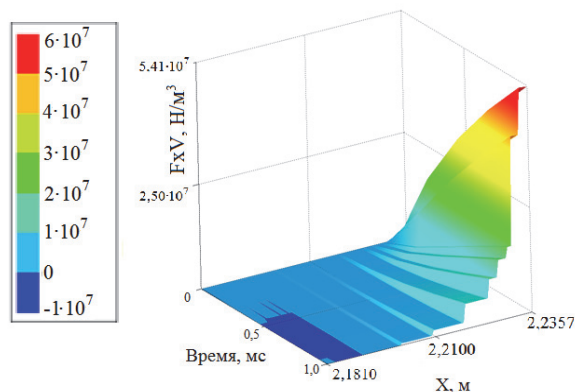


Рис. 3. Распределение радиальных объемных сил по толщине первой стенки в течение 1 мс (H/m^3).

Максимальные радиальные объемные силы F_xV в точке в момент времени 1 мс после начала срыва составляют $54,1 \text{ MN/m}^3$.

Суммарные компоненты динамических сил $\sum F_x$ и $\sum F_z$ (кН), действующие на верхние внутренние части и слои секции первой стенки в течение первых 50 мс из 600 мс спада тока в конструкции после начала большого срыва плазмы показаны на рис. 4.

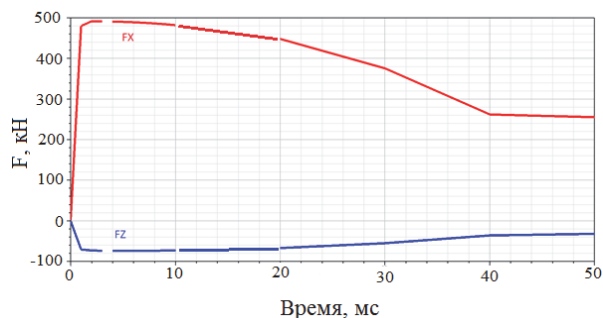


Рис. 4. Суммарные компоненты динамических сил $\sum F_x$ и $\sum F_z$ (кН), действующие на верхние внутренние части и слои секции первой стенки в течение 50 мс.

Максимальная суммарная величина радиальных компонент сил $\sum F_x$ по времени (на 2-й мс) составляет 495 кН и суммарная величина $\sum F_z$ -78 кН (на 3-й мс) для верхней (нижней $\sum F_z$ 78 кН) внутренней трехслойной секции первой стенки.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведен анализ методом конечных элементов в осесимметричной 3D нестационарной постановке электромагнитного и силового воздействия большого срыва тока плазмы на трехслойную первую стенку и диверторы ГРУ, при условии беспрепятственной электропроводности, определяемой свойствами материалов конструкции, в тороидальном и полоидальном направлении. Результаты расчетов могут быть исходными данными прочностного нестационарного динамического анализа конструкции в целом и элементов первой стенки и диверторов с присоединенными конструктивными элементами ГРУ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Yu.S. Shpanskiy and the DEMO-FNS Project Team Progress in the design of the DEMO-FNS hybrid facility //Nucl. Fusion (2019) 59 076014 (8pp)
2. V.D. Pustovitov, Extended theory of diamagnetic measurements with account of the wall currents in tokamaks. Volume 138, January 2019, Pages 53-58.
3. M.L. Dubrov, V.D. Pustovitov. Diamagnetic diagnostics of rapid events in the T-15MD Plasma Phys. Control. Fusion 61 (2019) 065018 (9pp).
4. М.Л. Дубров, В.Э. Лукаш, Р.Р. Хайрутдинов, В.Н. Докука, Анализ электромагнитных сил в вакуумной камере токамака за счёт индуцированного полоидального тока после теплового срыва. Вопросы атомной науки и техники. ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2019, т. 42, вып. 1.

ТЕРМОЯДЕРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ В НИЦ «КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ» В 1979–2024 ГГ. И 45-ЛЕТНИЙ ЮБИЛЕЙ КАФЕДРЫ «ОБЩЕЙ ФИЗИКИ И ЯДЕРНОГО СИНТЕЗА» НИУ «МЭИ»

ВВЕДЕНИЕ

1979 год ознаменовался знаковыми событиями мирового масштаба в исследованиях по управляемому термоядерному синтезу. Во-первых, успешно прошли испытания первой в мире сверхпроводящей тороидальной магнитной системы на базе ниобий-титанового сверхпроводника токамака Т-7 и были начаты плазменные эксперименты. Во-вторых, впервые в мире были успешно проведены эксперименты по инжекционному нагреву плазмы на токамаке Т-11. И наконец, в том же году в МЭИ при поддержке академика Е. П. Велихова была создана кафедра «Общей физики и ядерного синтеза», по подготовке специалистов по инженерным проблемам управляемого термоядерного синтеза. И все эти события были непосредственно связаны с Николаем Николаевичем Семашко - д.ф.м.н., профессором, заместителем директора института ядерного синтеза РНЦ «Курчатовский институт».

Будучи заместителем директора Института ядерного синтеза по научной работе, Н. Н. Семашко принимал непосредственное участие в организации создания термоядерных установок, в частности, токамака Т-10 и первых в мире сверхпроводящих токамаков Т-7 и Т-15. Со времени образования кафедры «Общей физики и ядерного синтеза» в МЭИ по март 1998 года ее бессменно возглавлял Н. Н. Семашко. В этот период под его руководством в РНЦ КИ и МЭИ было защищено 15 кандидатских диссертаций по физико-математическим и техническим наукам.

1. Н. Н. СЕМАШКО – СОЗДАТЕЛЬ НАУЧНОЙ ШКОЛЫ ПО ФИЗИКЕ И ТЕХНИКЕ СИЛЬНОТОЧНЫХ ИОННЫХ ИСТОЧНИКОВ

С 1957 года научная деятельность Н. Н. Семашко была связана с управляемым термоядерным синтезом. Под его непосредственным руководством и участия в 60-е годы был выполнен большой цикл научно-исследовательских, инженерно-технических работ по созданию и формированию мощных потоков заряженных и нейтральных частиц. На основе этих работ были созданы инжекторы для накопления горячей плазмы в адиабатических ловушках Огра-1,2,3,4 и для нагрева плазмы в первом токамаке с инжекцией Т-11. Были разработаны мощные экспериментальные инжекторы на основе положительных и отрицательных ионов водорода (инжектор МИН, инжектор Ирек). На

основе выполненных исследований была создана система инжекционного нагрева плазмы мощностью 9 МВт для самой крупной в России сверхпроводящей термоядерной установки Токамак Т-15. Эти работы явились базовыми при проектировании инжекционных систем для ряда международных и российских проектов термоядерных реакторов с магнитным удержанием (проекты ИНТОР, ОТР, ИТЭР).

2. ЭКСПЕРИМЕНТЫ НА ТОКАМАКАХ В НИЦ «КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ» В ПЕРИОД 1979–2024 ГГ.

Эксперименты на токамаке Т-10, начатые в 1975 г. продолжались вплоть до 2018 года, когда потребовалась модернизация подстанции 110 кВ под проект токамака Т-15МД. Традиционно, эксперименты на Т-10 были связаны с применением ЭЦР-нагрева плазмы, для управления крупномасштабными МГД неустойчивостями и их стабилизацией, (включая пилообразные колебания и неклассические тиринг-моды), генерацией тока ЭЦ-волнами. Проводились исследования по использованию СВЧ волн для облегчения пробоя и оптимизации стадии роста тока разряда. В последние годы на токамаке Т-10 активно развивалась литиевая программа для защиты первой стенки камеры от процессов эрозии защитных покрытий.

Эксперименты на токамаке Т-15 проводились в период 1988–1995 гг. и внесли значительный вклад в совершенствование технологий использования сверхпроводящих магнитных систем, развитие диагностических методов и методов нагрева плазмы. Были получены режимы с током плазмы до 1 МА и длительностью разряда около 1 с. Из-за экономической ситуации в нашей стране (1988г.) и, как следствие отсутствия необходимого финансирования, эксперименты на установке Т-15 были приостановлены.

России для того, чтобы быть на уровне мировых исследований крайне необходима была установка с длинным импульсом (возможности достижения стационарного горения плазмы с высокими параметрами и перехода на неиндуктивное поддержание тока), мощным дополнительным нагревом плазмы, вытянутым сечением и дивертором. Проекты по модернизации электромагнитной системы и вакуумной камеры токамака Т-15 с целью создания диверторной конфигурации плазменного шнура были выполнены в 2000–2007 гг. совместно ИЯС РНЦ «КИ» и НИИЭФА им. Д. В. Ефремова.

В 2000–2002 гг. был разработан проект ИТЭР - подобной установки токамак Т-15М, имеющей размеры плазменного шнура $\frac{1}{4}$ от линейных размеров плазмы в установке ИТЭР. В 2007г. был разработан проект токамака Т-15Д. Диверторная конфигурация должна была быть создана внутри круглой вакуумной камеры токамака Т-15 с помощью ввода в камеру дополнительных полоидальных обмоток. Оба этих проектов не были реализованы.

Комиссия ГК «Росатом» по выбору оптимальных путей развития работ по токамакам, созданная по инициативе Е. П. Велихова в 2009 г., констатировала о необходимости скорейшей демонстрации положительного практического выхода программы УТС. Реальной возможностью этого должна была стать разработка и создание термоядерного источника нейтронов (ТИН) – «гибридной» системы УТС, объединяющей преимущества реакций синтеза и деления и нацеленной на решение проблем, стоящих перед атомной энергетикой. В 2010 г. был разработан проект токамака Т-15МД, с вытянутой одно- и двух нулевой диверторной конфигурацией плазменного шнура с аспектным отношением в диапазоне 2,2–3,1, удлинением до 1,9, «тёплой» электромагнитной системой, способной создавать тороидальное магнитное поле на оси шнура 2 Тл, мощными квазистационарными системами дополнительного нагрева и современной инженерной инфраструктуры. Ток в плазме должен достигать 2 МА при длительности плато разряда 10 с. Сооружение токамака Т-15МД и инженерных систем осуществлялось в период 2011–2020 гг. [1].

18 мая 2021 года состоялось знаменательное событие для всего коллектива, принимавшего участие в проектировании, строительстве и подготовке технологических систем к работе токамака Т-15МД. В этот день состоялся физический пуск токамака Т-15МД, в котором, по приглашению президента НИЦ «Курчатовский институт», М. В. Ковальчука, приняли участие председатель правительства Российской Федерации М. В. Мишустин и члены правительства Д. Н. Чернышенко и В. Н. Фальков (рис. 1).



Рис. 1. М. В. Ковальчук, М.В. Мишустин, В. Н. Фальков и Д. Н. Чернышенко на токамаке Т-15МД.

В марте 2023г. состоялся энергетический пуск токамака Т-15МД. С помощью СВЧ-разряда мощностью 1 МВт в водороде, в области резонансного магнитного поля 1.475Т получена высокотемпера-

турная плазма длительностью 100 мс. В ходе экспериментов, проведенных в ноябре-декабре 2023 г., были получены плазменные разряды (рис. 2) с током до 260 кА, температурой $T_e = 3\text{--}3.5$ кэВ и среднехордовой плотностью $n_e = 6 \times 10^{18} \text{ м}^{-3}$ [2]. При токе плазмы 190 кА достигнута рекордная для отечественных токамаков длительность импульса 2 с. Импульсная мощность, потребленная от сети, составила 100 МВт.

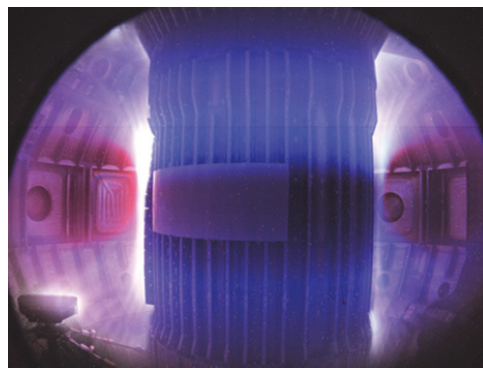


Рис. 2. Плазменный разряд в токамаке Т-15МД.

В 2024 г., в вакуумной камере установлен нижний дивертор с графитовым покрытием. В октябрь-ноябре планируются эксперименты по получению плазмы с вытянутым сечением и с мощностью дополнительного нагрева до 1 МВт.

В экспериментах на токамаке Т-15МД принимают участие сотрудники НИЦ «КИ», являющиеся выпускниками кафедры «Общей физики и ядерного синтеза» НИУ «МЭИ».

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Будущее термоядерной энергетики будет находиться в руках молодых ученых, инженеров – выпускников ведущих высших учебных заведений нашей страны. Кафедра «Общей физики и ядерного синтеза» НИУ «МЭИ» по праву занимает достойное место по подготовке высоко квалифицированных специалистов. Традиции высокого уровня образования, введенные в процесс обучения сорок пять лет назад профессором Н. Н. Семашко, сегодня поддерживают профессорско-преподавательский состав кафедры под руководством заведующего кафедрой профессора, д.т.н., член-корр. РАН А.В. Дедова.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Р. Р. Khvostenko, I. O. Anashkin, E. N. Bondarchuk et al. Experimental Thermonuclear Installation Tokamak T-15MD // Physics of Atomic Nuclei, 2020, Vol. 83, No. 7, pp. 1037–1057 (2020).
2. Велихов Е. П., Ковальчук М. В., Анашкин И. О. и др. Первые экспериментальные результаты на токамаке Т-15МД // ВАНТ сер. Терм. Синтез, №2, 2024г., С.5

ОБНОВЛЕННЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ПЛАН ПРОЕКТА ИТЭР

ВВЕДЕНИЕ

Обновленный исследовательский план проекта ИТЭР определяет стратегию достижения целей, определенных в Спецификации проекта посредством научно-технической эксплуатации токамака ИТЭР и его вспомогательных систем.

1. СТРАТЕГИЯ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОГО ПЛАНА ПРОЕКТА ИТЭР

Стратегия исследовательского плана проекта ИТЭР основана на научных и технических знаниях, накопленных в научных сообществах исследователей термоядерного синтеза за многие годы. Исследовательский план проекта ИТЭР определяет исследования и разработки, которые должны быть выполнены до достижения целей проекта в области термоядерной энергетики. Целями демонстрации термоядерной энергии, в частности, являются: демонстрация термоядерной мощности 500 МВт с коэффициентом умножения термоядерной мощности (Q) ≥ 10 для длительности 300-500 с, а также длительных импульсных и стационарных неиндуктивных сценариев с $Q \geq 5$ и длительностью горения 1000 с и 3000 с соответственно. Стратегия исследовательского плана ИТЭР была разработана в соответствии с последовательной установкой компонентов токамака и вспомогательных систем с поэтапной демонстрацией ядерной безопасности, включая постепенное приобретение знаний и извлеченных уроков на каждом этапе.

2. ОСНОВНЫЕ ЭТАПЫ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОГО ПЛАНА ПРОЕКТА ИТЭР

Исследовательский план проекта ИТЭР разделен на пять основных этапов.

Этап 1, Комплексный ввод в эксплуатацию I (Integrated Commissioning I, IC-I): Этот этап касается комплексного ввода в эксплуатацию всех компонентов и систем установки вплоть до демонстрации возможностей, необходимых для получения плазмы токамака, включая достижение номинальных токов в сверхпроводящих катушках, т.е. демонстрацию работы в полном магнитном поле. Ожидается, что эта фаза продлится 18 месяцев.

Этап 2, Начало исследовательской эксплуатации (Stars of Research Operation, SRO): Этот этап начинается с получения первой плазмы токамака и завершается демонстрацией работы токамака с номинальными расчетными параметрами 15 МА/5,3 Тл в конфигурации с диверторной плазмой, включая использование электронного-циклотронных (ЭЦ) и ионного-циклотронных (ИЦ) системы нагрева и генерации тока, до номинального уровня вво-

димой мощности в плазму и продолжительностью до 50 с. В рамках этапа должна быть проведена экспериментальная кампания с дейтериевой плазмой при снижении тока до 7,5 МА и тороидальном поле (2,65 Тл), которая будет использована для изучения операционных пределов и управления плазмой в режиме H-mode. Это ознаменует начало ядерной эксплуатации установки в проекте ИТЭР. Поток нейтронов в ходе экспериментальной кампании будет ограничен, чтобы обеспечить установку компонентов внутри вакуумной камеры, предусмотренных на этапе сборки после завершения Этапа 2. Предполагается, что этап 2 продлится 27 месяцев, включая демонстрацию первой плазмы в токамаке ИТЭР. На этом этапе будет проведена инженерная оценка токамака ИТЭР, как интегрированной системы с уже построенными и собранными компонентами и системами.

Этап 3, Комплексный ввод в эксплуатацию II (Integrated Commissioning II, IC-II). Этот этап касается комплексного ввода в эксплуатацию всех компонентов и систем установки ИТЭР, установленных на этапе сборки после Этапа 2, и повторного ввода в эксплуатацию тех, которые были установлены на этапе сборки до Этапа 2, вплоть до демонстрации возможностей, необходимых для получения дейтерий-тритиевой плазмы. Предполагается, что фаза IC-II продлится 10 месяцев.

Этап 4, Первый дейтерий-тритиевый этап (DT-1). На этом этапе будут отработаны сценарии дейтерий (D)–тритиевой (T) плазмы, чтобы продемонстрировать цель проекта - получение термоядерной энергии мощностью 500 МВт с коэффициентом умножения (Q) ≥ 10 при продолжительности не менее 300 с. Эксплуатация установки на этом этапе разделена на двухлетние циклы, включающие 16 месяцев плазменных режимов, за которыми следуют 8 месяцев долгосрочного технического обслуживания, которое включает комплексные мероприятия по вводу в эксплуатацию перед каждой новой экспериментальной кампанией. Исследования на этом этапе будут касаться, среди прочего, широкого спектра вопросов физики горячей плазмы и интеграции плазменных сценариев, а также обеспечат демонстрацию работоспособности ключевых технологий, необходимых для демонстрационных термоядерных реакторов, таких как технологии, связанные с безопасным приемом тепловых потоков при среднем потоке нейтронов $\geq 0,5$ МВт/м². Поток нейтронов на этом этапе также будет ограничен, чтобы обеспечить возможность проведения работ по техническому обслуживанию в соответствующие долгосрочные периоды технического обслуживания. На данном этапе также будут полу-

чены ключевые справочные данные для проведения оценки безопасности эксплуатации D-T плазмы в токамаке ИТЭР (например, карты радиации, удержания и удаления трития, образования пыли и т.д.), которые будут использованы для уточнения деталей лицензионных требований на втором дейтерий-тритиевом этапе. Предполагается, что этап 4 продлится до 10 лет, то есть будет включать в себя 5 экспериментальных кампаний.

Этап 5, Второй дейтерий-тритиевый этап (DT-2). На данном этапе будут отработаны D-T сценарии плазменных разрядов для демонстрации всех целей проекта по выработке термоядерной энергии. В частности, этими целями являются: демонстрация термоядерной мощности мощностью 500 МВт с коэффициентом умножения термоядерной мощности (Q) ≥ 10 для длительности 300-500 с в режиме повышенной нагрузки, а также длительных импульсных и стационарных сценариев с длительностью горения 1000 с и 3000 с $Q \geq 5$ соответственно, которые составляют физическую основу сценариев для демонстрационных термоядерных реакторов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Успешная реализация исследовательского плана проекта ИТЭР зависит от тесного сотрудничества между Организацией ИТЭР и термоядерными исследовательскими сообществами-членами проекта ИТЭР как в экспериментальной области, так и в области теории и моделирования.

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ «ПЛАЗМА-СТЕНКА» В МОЩНЫХ ТЕРМОЯДЕРНЫХ УСТАНОВКАХ: ВКЛАД В НАУКУ И ТЕХНОЛОГИИ

ВВЕДЕНИЕ

Строительство термоядерного реактора ИТЭР и эксперименты в поддержку этого проекта принесло много сюрпризов, нарушающих привычную приоритетность в значимости проблем при создании термоядерного реактора. В модельных экспериментах на плазменных установках по испытаниям кандидатных материалов плазменными потоками, ожидаемыми в ИТЭР, были обнаружены явления, которые могут критически повлиять на работу термоядерного реактора.

1. НЕАМБИПОЛЯРНОСТЬ

При моделировании энергобаланса во всех термоядерных установках принимается амбиполярный сток плазмы на контактирующие материалы, что является лишь первым приближением. При этом понятно, что нарушение амбиполярности стока плазмы, в общем виде, приводит только к увеличению потока тепла на эти материалы. Например, при дугообразовании и термоэлектронной эмиссии, когда, в силу квазинейтральности, дополнительный поток холодных электронов в плазму компенсируется потоком горячих электронов из плазмы на поверхность, принося дополнительный тепловой поток. В таком процессе с положительной обратной связью, может быть «саморазогрев» поверхности до очень больших температур. Как показали эксперименты, дугообразование может кардинально изменять условия стока тепла в токамаке [1][2].

1.1. Дугообразование.

В термоядерных установках, дебаевский потенциал между плазмой и поверхностью создаёт электрические поля в пределах 1-100 МВ/м, при которых, на разогретой поверхности металлов, с большой вероятностью, могут возникнуть дуги.

Например, мощное дугообразование было обнаружено на вольфрамовом лимитере токамака Т-10.

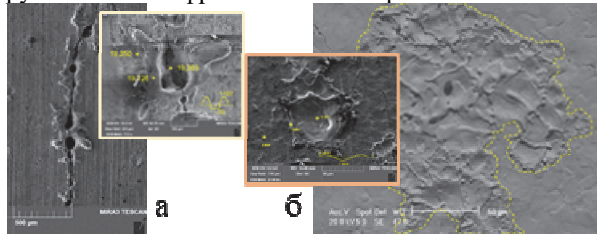


Рис.1. а) кратеры мощных униполярных дуг, б) кратеры от искр – на поверхности лимитера Т-10.

В этом режиме, нагрев тайлов на внутренней стороне плазменного шнура поднимался выше 2000^oС. Оценки потока энергии на край вольфрамовых пластин различными методами давали вели-

чину 50 МВт/м², что приводило к плавлению края пластин. В то время, как расчётная величина по условию амбиполярности потока давала величину 5 МВт/м². Особенностью такого режима была не только сильная дуговая эрозия поверхности лимитера Т-10, но и образование на ней глубоких трещин, которые распространялись далеко поперёк SOL (Рис.1а). Ширина и глубина трещин доходили до 200 мкм и 500 мкм соответственно.

5. Анализ кратеров показал, что их можно разделить на два типа - глубокие, цилиндрического типа – с размерами от 10 до 100 мкм (от мощных дуг) (рис.1а), «привязанных» к трещинам, и блюдцеобразные кратеры с размерами 0.5 – 20 мкм (при искрообразовании) (рис 1б), расположенных на гладкой, рекристаллизованной, поверхности.

1.2. Искрообразование

В вакуумном разряде, при электрических полях выше 1 МВ/м, была открыта взрывная электронная эмиссия, которая обеспечивает т.н. «эктонный механизм» электронной термоэмиссии [3]. В таком режиме на поверхности возникает мощное искрообразование взрывного типа, приводящее к разогреву поверхности под искрой и «выдавливанию» разогретого материала. В искре материал разогревается примерно до 20 тыс.С⁰, обеспечивая усиление потока термоэлектронов на два порядка. Такой механизм приводят к потоку («дождю») расплавленных микрокапель металла с поверхности материала и образованию на поверхности тонкого слоя перегретого расплава. Это явление широко используется в электровакуумных технологиях для получения предельно высоких токов эмиссии в высоко-точной электронике, при создании электронных ускорителей, релятивистских электронных пучков, СВЧ источников и др.

В плазме термоядерного реактора аналогичное явление можем происходить повсеместно, т.к. электрические поля в «дебаевском» потенциале имеют такую же величину. Также, основной причиной возникновения искрообразования могут быть турбулентные колебания потенциала плазмы, создающие большие переменные электрические поля вблизи поверхности. Характерного времени колебания достаточно для инициации искры. Эктонный механизм, по сравнению с классической термоэмиссией нагретого материала, значительно увеличивает электронную эмиссию и как результат - дуги и искрообразование, которые приведут к перегреву поверхности и ее плавлению. И если дуговой механизм обеспечивает локальные очаги

перегрева, то эктонный механизм обеспечивает плавление по всей поверхности. Механизм взрывной электронной эмиссии может быть причиной подвода энергии и прогресса диверторных пластин ТЯР шире, по сравнению с характерной шириной потока энергии в SOL - λ_d . Последующая рекристаллизация вольфрама, приведёт к образованию трещин в этом слое, которые могут быть причиной дальнейшего растрескивания вольфрама, и образования мощных униполярных дуг. Результат такого механизма представлен на рис.1б. Самые энергонепряжённые области лимитера токамака Т-10 покрыты рекристаллизованным вольфрамом, с ярко выраженной доменной структурой, на поверхности которого расположены большие области «блуждающих» кратеров от искр.

Возвращающиеся на поверхность микрокапли вольфрама образуют тонкий слой расплава. Известно, что в таких условиях, дуги и искры возникают легче. Образующиеся крупные капли вольфрама на краю тайлов двигаются под действием сил $J \times B$. Такой механизм эрозии в диверторе ИТЭР особенно опасен для кромок плиток покрытия. Эктонный механизм образования микрокапель может привести к усилению потока вольфрама в SOL и центральную плазму. Также, увеличенный поток вольфрама с диверторных пластин ТЯР может привести либо к экранировке диверторных пластин от потока тепла либо, к их дополнительному разогреву возвращающимися на пластины многозарядными ионами вольфрама.

Для задач технологии это является способом получения стационарного теплового потока из плазмы на поверхность до 50 МВт/м², что особенно полезно для синтеза новых материалов и соединений.

2. СТРУКТУРА ПЕРЕОСАЖДЁННОГО МАТЕРИАЛА

При испытании материалов плазменными потоками, ожидаемыми в ИТЭР, было экспериментально обнаружено, что переосаждённый материал, имеет особую структуру и свойства. А именно – фрактальную структуру [4], с фрактальной размерностью 2.1 – 2.3, (рис.2)



Рис.2. Фрактальные кластеры – а) вольфрама, переосаждённого при ИТЭРовских нагрузках, б) лития, осаждённого в Т-10.

Также было обнаружено, что фрактальные кластеры состоят из «проточастиц» с размером порядка 20 нм, (рис.3), число которых в кластере составляет 10-50 тысяч. Такая структура появля-

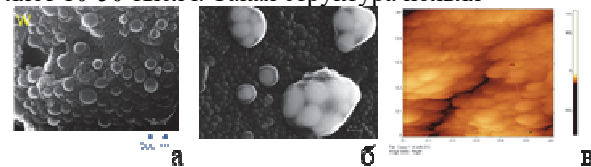


Рис.3. Проточастицы, с минимальным размером, а) СЭМ, вольфрам, б) СЭМ, бериллий, в) СТМ, вольфрам.

лась вследствие повышенной подвижности прото-частиц на поверхности материала. Фрактальные структуры обладают большой пористостью и, соответственно, сорбционной способностью и большой внутренней энергией. За счёт этой энергии фрактальный материал может, даже при незначительном воздействии, переходить в другое агрегатное состояние. Эксперименты с воздействием на переосаждённый вольфрам с фрактальной структурой слабого пучка аргона привели к перестройке структуры в кристаллическое состояние с образованием вискеров.

Объяснение лежит на поверхности: при прохождении через плазму и осаждении, т.е. при рекомбинации, расплывённые атомы могут сохранять возбуждённое, метастабильное, состояние. И при этом могут возникать т.н. ридберговские атомы, имеющие увеличенный размер и значительное время жизни в таком состоянии. Из-за увеличенного размера они не могут «встроиться» в кристаллическую решётку и, поэтому, на поверхности агломерируют в плёнки и пыль с фрактальной структурой. Благодаря эффекту «поверхностного натяжения» ридберговские атомы собираются в кластеры, своеобразные молекулы, с числом в 10-50 тыс. атомов.

В ИТЭР такие структуры могут поглотить значительную часть трития. Кроме того, модификация переплывённых вольфрамовых плёнок может привести к образованию покрытий с неконтролируемыми свойствами. И, вообще, изучение ридберговской материи имеет фундаментальное научное значение.

Для технологических целей, это имеет большие перспективы для получения материалов с новой композитной структурой, которую невозможно получить химическими или традиционными методами металловедения, поскольку при распылении плазмой формируются условия с большой энергией распыления на нуклон.

Вышеперечисленные явления имеют высокий потенциал для развития новых перспективных плазменных технологий для получения новых материалов для термоядерной и тепловой энергетики, а также для применения в аэрокосмической технике и биомедицинских технологиях.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Khimchenko L., Budaev V.** The Impact of Nonambipolar Energy Flow on Plasma Facing Materials Erosion and Forecast for ITER, IAEA Third Technical Meeting on Divertor Concepts, 4-7 November 2019, Vienna, Austria
2. **Будаев В.П., Химченко Л.Н., Грашин С.А., Карпов А.В.** ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2019, т.42, № 1, с.51.
3. **Месяц Г.А.**, Эктон – лавина электронов из металла, УФН, 1995, т.165, №6, 601-626.
4. **Будаев В.П.** и др., ВАНТ, сер. Термоядерный синтез, 2015, т.38, №4. С.5

ВОПРОСЫ ПРИМЕНЕНИЯ СОВРЕМЕННЫХ БИМЕДИЦИНСКИХ МЕТОДОВ ДЛЯ РАЗРАБОТКИ ТЕХНОЛОГИЙ КОНТРОЛЯ ЯДЕРНОЙ БЕЗОПАСНОСТИ В СИСТЕМАХ ИТЭР

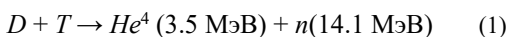
ВВЕДЕНИЕ

Современные биомедицинские технологии играют ключевую роль в улучшении систем контроля и защиты на ядерных объектах. Проект ИТЭР, являясь международной инициативой по созданию термоядерного реактора, требует высокого уровня безопасности для защиты сотрудников и окружающей среды от радиационного воздействия. В данном докладе рассматриваются возможности применения, биофизического мониторинга, биосенсоров и питательных добавок и других биофизических и биомедицинских методов для повышения ядерной безопасности.

1. ОСОБЕННОСТИ РАДИОЛОГИЧЕСКОЙ ОПАСНОСТИ ИТЭР

ИТЭР представляет собой особый источник радиологической опасности по сравнению с традиционными ядерными реакторами деления. Основные особенности включают:

1. Наличие трития: Тритий испускает слабые бета-частицы, но при ингаляции или попадании внутрь организма он может представлять значительную опасность для здоровья.
2. Импульсные нагрузки гамма-излучения МэВного диапазона: ИТЭР также характеризуется высокоэнергетическими импульсами гамма-излучения во время срывов и других плазменных переходных процессов, ускоренные электроны, которые могут вызвать как острые, так и хронические эффекты радиационного воздействия на персонал и оборудование.
3. Альфа-частицы: В термоядерном реакторе ИТЭР альфа-частицы образуются в результате реакции синтеза дейтерия и трития, которая протекает по следующей реакции:



В ходе этой реакции выделяются альфа-частицы с энергией около 3,5 МэВ. Эти частицы представляют собой ядра гелия-4 и обладают высокой ионизирующей способностью, обусловленной их значительной массой и зарядом. [1] Высокая плотность ионизации при взаимодействии с веществом делает альфа-частицы радиологически опасными. Несмотря на их ограниченную проникающую способность, которая не позволяет альфа-частицам преодолевать значительные барьеры, такие как кожа или воздух, они становятся значительно более опасными при попадании внутрь организма, например, через вдыхание или проглатывание. Внутреннее облучение альфа-частицами приводит к обширному поврежде-

нию тканей на микроскопическом уровне, что существенно повышает риск возникновения мутаций и развития злокачественных опухолей. В связи с этими рисками необходимо строго соблюдать меры по предотвращению попадания альфа-излучающих веществ в организм, особенно в условиях работы с реакторами термоядерного синтеза.

Альфа-частицы с энергией порядка 3,5 МэВ, представляют собой значительную опасность для биоматериалов из-за их высокой линейной передачи энергии (LET). При такой энергии альфа-частицы передают значительное количество энергии на коротком расстоянии, что приводит к интенсивному ионизирующему воздействию на молекулы в биологических тканях. Это воздействие способно разрушать клеточные структуры, особенно ДНК, что ведет к возникновению мутаций, нарушению нормального деления клеток и, как следствие, к развитию злокачественных опухолей. Высокая LET альфа-частиц означает, что они могут вызвать обширные повреждения даже при малом числе попаданий, что делает их особенно опасными при внутреннем облучении.

Для такого диапазона энергий ионизирующего излучения были разработаны специальные нормы и рекомендации, направленные на минимизацию воздействия альфа-излучения на человека. Международная комиссия по радиологической защите (ICRP) в своих публикациях устанавливает допустимые уровни облучения для различных категорий населения и работников, включая те, кто работает с радиоактивными материалами, испускающими альфа-частицы.[2] В частности, ICRP рекомендует предельно допустимую эффективную дозу облучения в 1 мЗв/год для населения и 20 мЗв/год для профессиональных работников, при этом делается акцент на особую опасность альфа-излучения при внутреннем облучении.

Международное агентство по атомной энергии (МАГАТЭ) также разработало нормативные документы, регулирующие безопасность работы с источниками альфа-излучения. Например, в документе МАГАТЭ «Basic Safety Standards» (GSR Part 3) [3] указаны принципы обеспечения радиационной безопасности, включая допустимые уровни концентрации радиоактивных веществ в воздухе, воде и продуктах питания. Эти стандарты предусматривают строгий контроль за уровнями радиации на рабочих местах и в окружающей среде, а также специальные меры защиты персонала, работающего с альфа-излучающими материалами. Эти меры включают использование защитных средств, контроль за вдыханием радиоактивных веществ и мониторинг радиоактивного загрязнения на рабочих местах.

Таким образом, высокая опасность альфа-частиц с энергией 3,5 МэВ обусловила необходимость разработки и внедрения строгих международных стандартов и рекомендаций, направленных на минимизацию риска радиационного воздействия на человека, особенно в условиях работы с термоядерными реакторами и другими источниками альфа-излучения.

Следует отметить, что многие из этих норм безопасности, установленные международными организациями, иногда могут быть значительно завышены по сравнению с реальными предельно допустимыми концентрациями радиации. В некоторых случаях эти нормативы могут превышать реальные потребности более чем в 10 раз. Это приводит к существенному увеличению затрат на обеспечение радиологической безопасности, что требует значительных финансовых и ресурсных вложений. Проведение дополнительных исследовательских работ в этой области могло бы помочь оптимизировать эти нормы, что позволило бы снизить затраты как бюджета, так и ресурсов, не снижая при этом уровня безопасности. Такая оптимизация могла бы привести к более рациональному использованию средств и уменьшению экономической нагрузки на проекты, связанные с радиационной безопасностью.

2. БИМЕДИЦИНСКИЕ ПОДХОДЫ К ЗАЩИТЕ СОТРУДНИКОВ

Биомониторинг. Использование биомониторинга позволяет отслеживать состояние здоровья сотрудников, работающих на ядерных объектах. Современные методы биомониторинга включают в себя анализ биомаркеров крови и мочи для выявления ранних признаков радиационного повреждения. Это позволяет своевременно предпринимать меры для снижения риска и улучшения здоровья сотрудников.

Анализ биомаркеров: Регулярный анализ биологических образцов позволяет выявить ранние признаки радиационного воздействия. Например, уровни 8-гидроксидезоксигуанозина (8-OHdG) в моче могут указывать на окислительное повреждение ДНК, вызванное радиацией. [4]

Мониторинг состояния здоровья: Использование носимых устройств и сенсоров для постоянного контроля физиологических параметров сотрудников, таких как частота сердечных сокращений, уровень стресса и качество сна, может помочь в раннем выявлении неблагоприятных эффектов радиации. Биосенсоры.

Биосенсоры — это устройства, которые используют биологические компоненты для обнаружения и измерения химических веществ и радионуклидов. [5] В ядерной безопасности биосенсоры могут быть использованы для:

Обнаружения радионуклидов: Биосенсоры могут обнаруживать присутствие радионуклидов в биологических образцах и окружающей среде, обеспечивая быструю и точную диагностику. Например, биосенсоры на основе ДНК и белков могут точно измерять концентрацию радионуклидов.

Мониторинга состояния сотрудников: Биосенсоры могут использоваться для мониторинга изменений

в физиологических параметрах сотрудников, связанных с воздействием радиации, и для своевременного предупреждения о необходимости медицинского вмешательства.

Алмазные детекторы: Алмазные детекторы обладают уникальными свойствами, такими как высокая радиационная стойкость, широкая энергетическая чувствительность и возможность работы при экстремальных температурах, что делает их перспективными для применения в биомедицинских системах мониторинга в реакторах типа ИТЭР и отечественных термоядерных установках. [6] Эти детекторы могут использоваться для точного контроля ионизирующего излучения, что является критическим аспектом при разработке систем радиационной безопасности и мониторинга воздействия радиации на биологические материалы. В частности, алмазные детекторы могут применяться для диагностики доз облучения в медицинских целях, а также в исследованиях по оценке биологического воздействия высоких уровней радиации в условиях термоядерных реакторов. Работы А. В. Красильникова и его коллег представляют значительный вклад в изучение и разработку алмазных детекторов, включая их использование в условиях высоких доз радиации, что открывает новые перспективы для их внедрения в биомедицинские и радиационно-диагностические системы в термоядерных установках.

Питательные добавки. Исследования показывают, что определенные питательные добавки могут уменьшить негативное воздействие радиации на организм человека. Например, антиоксиданты, такие как витамин С и Е, могут уменьшить окислительный стресс, вызванный радиацией. Другие добавки, включая мелатонин и ресвератрол, также обладают радиопротекторными свойствами, помогая снизить повреждения клеток и ДНК.

Антиоксиданты: Антиоксиданты уменьшают количество свободных радикалов, образующихся под воздействием радиации, и защищают клетки от окислительного повреждения. Например, витамин Е может снижать повреждения ДНК, вызванные радиацией.

Мелатонин: Мелатонин снижает уровень повреждений ДНК и улучшает восстановление клеток после воздействия радиации. Он также обладает антиоксидантными и противовоспалительными свойствами.

Ресвератрол: Этот полифенол, содержащийся в кожуре винограда, повышает устойчивость клеток к радиации, уменьшая воспалительные процессы и окислительный стресс.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Современные биомедицинские методы предоставляют широкий спектр возможностей для повышения ядерной безопасности в системах, таких как ИТЭР. Питательные добавки, биомониторинг, биосенсоры и биоремедиация могут значительно улучшить защиту сотрудников и окружающей среды от радиационного воздействия, способствуя созданию более безопасных и экологически чистых ядерных технологий. Физические параметры процессов, таких как доза ионизирующего излучения, продолжительность воздействия и энергоспектр, будут учитываться для минимизации риска повреждений биотканей. Применение алмазных детекторов, упомянутых в работах Красильникова А.В., может помочь в точной оценке воздействия радиации и разработке более эффективных мер защиты. Также полученный опыт может использоваться при разработке проектов отечественных термоядерных реакторов типа ДЕМО-ТИН

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Будаев В.П.** и др. Ядерная физика и инжиниринг 9, 283-294 (2018).
2. **Baudin C.** Occupational exposure to ionizing radiation in medical staff: trends during the 2009-2019 period in a multicentric study // *European radiology*. 2023. Vol. 33, No. 8. P. 5675–5684.
3. **IAEA Safety Standards Series.** No. GSR Part 3. STI/PUB/1578. Vienna: International Atomic Energy Agency, 2014.
4. **Gao Yu,** et al. Serum 8-Hydroxy-2'-Deoxyguanosine Level as a Potential Biomarker of Oxidative DNA Damage Induced by Ionizing Radiation in Human Peripheral Blood // *Dose-response : a publication of International Hormesis Society*. 2019. Vol. 17, No. 1. P. 1559325818820649.
5. **Martínez-Albertos P.** Assessment of ITER radiation environment during the remote-handling operation of In-Vessel components with DISUNED // *Sci Rep*. 2023. Vol. 13, No. 1. P. 3544.
6. **Красильников А.В.** Диагностика Высокотемпературной Плазмы/ Частное учреждение «ИТЭР-Центр». – 2019. - С. 176-178.

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE WALL'S ELECTRICAL CONDUCTIVITY INFLUENCE ON THE FORMATION OF MAGNETO-CONVECTIVE FLUCTUATIONS IN VERTICAL CHANNELS

Liquid metal flows in channels strongly influenced by thermogravitational (TGC) convection and magnetic fields will play a particularly important role in fusion reactor blankets. It is expected that such components will be part of the internal structure of the reactor.

Current work in understanding the magnetohydrodynamic (MHD) behavior of liquid metal flows is based on laboratory experiments and numerical simulations performed for simplified configurations. The results of such studies do not provide fully convincing answers because they cannot approach the extreme conditions of a fusion reactor. One such condition is an extremely strong magnetic field. Another condition is the high heat flux generated by plasma radiation and neutron absorption, which varies from 4 to 20 MW/m² depending on the location in the system and the type and size of the reactor.

The combined influence of the magnetic field and TGC on MHD heat transfer in the blanket is diverse and depends not only on the Reynolds, Hartmann, Grashof and Rayleigh criteria, but also on the relative orientation of the velocity vectors, magnetic field induction, heat flux density and gravity.

Therefore, the need to predict heat transfer processes in designed thermonuclear devices with magnetic confinement requires expanding the range of Hartmann numbers (Ha) available for research, primarily by increasing the value of magnetic induction in experiments.

The upcoming scientific work is aimed at solving the problem associated with the study of the fundamental features of channel MHD flows of electrically conductive liquids in strong magnetic fields in regimes characterized by extreme temperature gradients and the development of magnetic-convective fluctuations (MCF) of velocity and temperature of large amplitude.

The paper presents the results of experimental studies of the influence of the electrical conductivity of the wall of a round pipe on the formation of magnetic-convective pulsations in a vertical channel.

The upward flow of mercury in round pipes with an internal diameter of 40 mm and wall thicknesses of 2.5 mm and 10 mm is considered. To improve the electrical contact between the mercury and the wall, copper plating was used on the inner surface of the pipes. The study of hydrodynamics and heat transfer was carried out for the case of uniform heating of pipe walls using submersible microthermocouple probes.

Секция 3

Свойства рабочих тел в теплофизике

ОСОБЕННОСТИ ОГНЕВОЙ И ТЕРМИЧЕСКОЙ ОЧИСТКИ ВОДЫ

ВВЕДЕНИЕ

Последние десятилетия одной из основных проблем мирового масштаба является загрязненность водных ресурсов. По данным ООН, дефицит пресной воды на планете уже составляет 230 млрд м³/год. Более 1,8 млрд человек употребляют загрязненную воду. К 2030 году 47% мирового населения будут жить под угрозой водного дефицита [1]. На производственных объектах газовой и нефтяной отраслей промышленности в процессе добычи и переработки образуется большое количество промышленных стоков (технологических и сточных вод). В их состав могут входить: гликоли, амины, метанол, газовый конденсат, сероводород и различные соли. Объемы таких вод достигают сотен кубических метров в сутки. В таких условиях развитие эффективных технологий нейтрализации вредных примесей, в первую очередь промышленных стоков, является особенно важным.

2. ТЕРМИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОЧИСТКИ ЖИДКОСТИ

Для очистки промышленных стоков на предприятиях в основном используют термические методы для очистки воды, пригодной для обратного водоснабжения. Термические методы основываются на тепловом воздействии, при котором происходит окисление или восстановление некоторых вредных веществ с образованием безвредных или менее вредных. К ним относятся: выпаривание, адиабатное испарение, жидкофазное окисление, гетерогенный катализ, газификация отходов, пиролиз отходов, огневой метод. Выбор метода очистки зависит от состава, концентрации и объема сточных вод, их коррозионной активности и необходимой степени очистки.

2.2. Огневой метод очистки жидкости

В России наибольшую популярность получил огневой метод, как в наибольшей степени надежный, простой, но дорогостоящий. Промышленные стоки в распыленном состоянии подаются в факел (900-1000 °С), образующийся при сжигании газообразного или жидкого топлива, после чего вода испаряется, а вредные примеси сгорают. Большинство конструкций камер соответствует приведенным в [2, 3]. В частности, абсорберы (рис. 1) являются основной технологической ступенью во многих производствах, например, абсорбция SO₃, HCl, окислов азота, паров различных углеводородов [4, 5]. Они применяются для очистки уходящих газов от вредных примесей от SO₂ и оксидов азота [6].

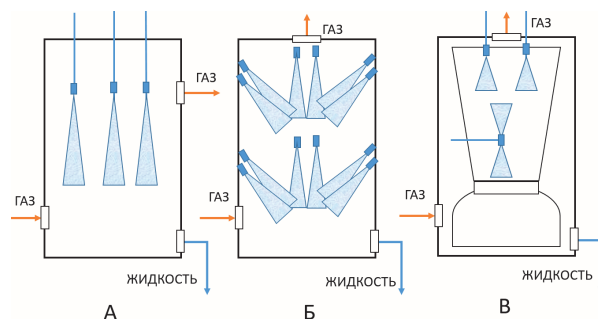


Рис. 1. Типичные полые распыливающие абсорберы: А – факел распыла направлен вниз; Б – факел распыла направлен под углом; В – с пережимом в нижней части.

Газ в данных установках движется снизу вверх, а жидкость подается через форсунки, расположенные в верхней части колонны. Распыление осуществляется сверху вниз или под некоторым углом к горизонтальной плоскости (рис. 1). При большой высоте колонны часто используют комбинированную установку распылителей. Скорость движения газа в полых распыливающих абсорберах достигает 10 м/с, что способствует равномерному распределению газа по объему колонны [6].

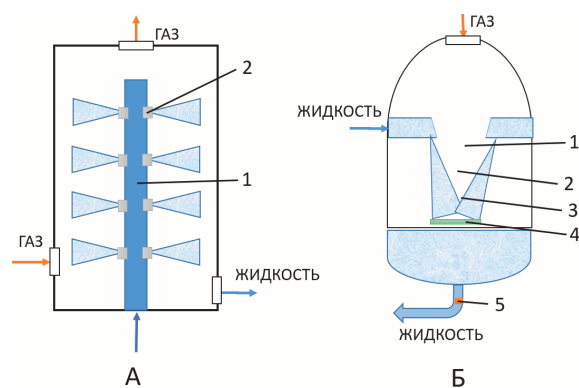


Рис. 2. Типичная конструкция: А – циклонного скруббера: 1 – центральная труба; 2 – форсунка; Б – абсорбера Вентури: 1 – конфузор; 2 – горловина; 3 – диффузор; 4 – сепаратор; 5 – гидрозатвор.

Другой конструктивный вариант (рис. 2 А) установки предполагает движение газа вверх по винтовой линии, а поглотитель разбрызгивается через расположенные на центральной трубе форсунки [5]. Также используется абсорбер Вентури (рис. 2 Б), где жидкость распыляется газовым потоком и выносится в диффузор в виде мелких капель [5].

2.3. Преимущества и недостатки термических методов очистки жидкости

Среди недостатков термических методов очистки жидкостей наиболее весомыми считаются:

- высокая стоимость, обусловленная, прежде всего, большой удельной затратой топлива в процессе обезвреживания в существующих промышленных установках. Обычно расход топлива составляет 250—300 кг на 1 т. сточной воды;
- конструктивная сложность и большие размеры установок;
- высокая начальная стоимость, сложность эксплуатации и осуществления полной и высоконадежной автоматизации установок.

Преимуществами термических способов является возможность удаления из сточной воды тонкодисперсных взвешенных частиц (твердых и жидких), трудно удаляемых минеральных и органических веществ; высокая степень очистки (порядка 80–99 % загрязнений).

2.4. Новые разработки и идеи в области термической очистки жидкости

Среди новых знаний в области очистки жидкостей стоит выделить термический гидролиз [7], очистку воды от нефтепродуктов взрывным измельчением [1], новую методику прогнозирования скорости испарения жидкости при наличии в ней примесей [8] и способ их идентификации [9]. Процесс термического гидролиза снижает вязкость материала и увеличивает содержание летучих твердых веществ или органических веществ для анаэробного сбраживания. Повышенное содержание летучих веществ в варочном котле увеличивает производство метана и уменьшает количество твердых биоотходов для удаления [7]. Обоснована возможность термического очищения воды от нефтепродуктов путем высокотемпературного нагрева гетерогенных капель водной эмульсии с последующим кипением и взрывным распадом с образованием облака мелкодисперсного аэрозоля [1]. Более широкий перечень примесей (твердых и жидких) исследован в [9].

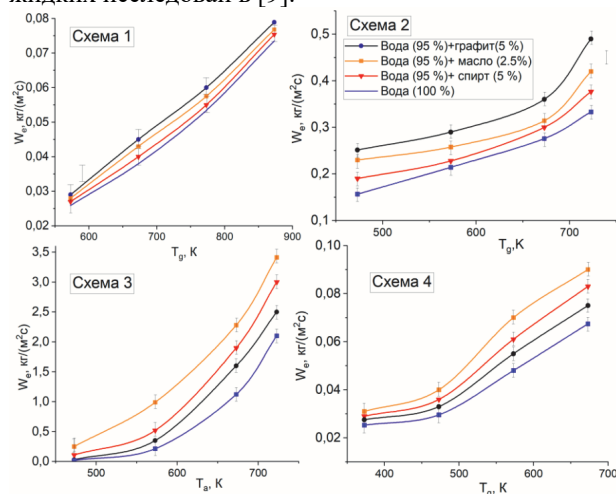


Рис. 3. - Зависимости скоростей испарения жидкостей ($Rd=0,8$ мм) от температуры внешней среды для четырех схем нагрева: 1 - кондуктивный, 2 - конвективный, 3 - радиационный, 4 - смешанный теплообмен.

Предложен подход к идентификации типа и концентрации твердых и жидких примесей в каплях жидкостей применением бесконтактных оптических методов лазерно-индуцированная флуоресценция, интерферометрия, теневая фотография [9]. Установлено [8], что наличие примесей в составе капель жидкостей (даже с концентрацией до 1 %) способствует повышению скоростей их испарения (рис. 4). На основе экспериментальных данных получено математическое выражение для определения скорости испарения капель при известных теплофизических характеристиках и концентрации компонентов [10].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Для развития технологий термической очистки воды от вредных примесей необходимы фундаментальные исследования, позволившие оптимизировать основные этапы выпаривания, выжигания, седиментации нерегламентированных компонентов с максимальной скоростью.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Volkov R.S., Strizhak P.A. Using Planar Laser Induced Fluorescence to explore the mechanism of the explosive disintegration of water emulsion droplets exposed to intense heating // International Journal of Thermal Sciences. 2018. Vol. 127. P. 126-141.
2. Водоочистное оборудование / Ю.С. Веселов, И.С. Лавров, И.С. Рукобратский. Л.: Машиностроение, 1985. 232 с.
3. Созонова Н.А., Белобородов А.В., Теньковский Д.В. Горизонтальные факельные установки ООО «ТюменНИИгипрогаз» – решение проблемы нейтрализации промстоков // Экспозиция нефть газ. 2012. № 2. С. 1–12.
4. Основные процессы и аппараты химической технологии: Учебник для вузов / А.Г. Касаткин. М.: ООО ТИД «Альянс». 2004. 753 с.
5. Очистка газов в химической промышленности. Процессы и аппараты / О.С. Балабеков, Л.Ш. Балтабаев. М.: Химия. 1991. 256 с.
6. Аппаратура процессов разделения: учеб. пособие / Е. А. Дмитриев, Р. Б. Комляшев, Е. П. Моргунова, А. М. Трушин, А. В. Вешняков, Л. С. Сальникова. М.: РХТУ им. Д. И. Менделеева. 2016. 104 с.
7. Неверова О.П., Фимушина М.А. Новые технологии очистки сточных вод // Молодежь и наука. 2020. № 4. С. 31.
8. Волков Р.С., Керимбекова С.А., Стрижак П.А. Влияние концентрации капель воды в аэрозольном облаке на скорости их испарения // Письма в Журнал технической физики. 2021. Т. 47. № 22. С. 28-32.
9. Volkov R.S., Kerimbekova S.A., Kuznetsov G.V., Strizhak P.A. Identification of Slurry Fuel Components in a Spray Flow // Fuel. 2022. V. 323. Article number 124353.
10. Волков Р.С., Керимбекова С.А., Стрижак П.А. Влияние примесей в каплях суспензий, эмульсий и растворов на скорости их испарения // Письма в Журнал технической физики. 2023. Т. 49. № 20. С. 3–7.

ИЗУЧЕНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СИСТЕМЫ НАКОПЛЕНИЯ ВОДОРОДА НА ОСНОВЕ ГИДРИДА МАГНИЯ И КАТАЛИТИЧЕСКИХ ДОБАВОК

ВВЕДЕНИЕ

В связи с истощением нефтяных ресурсов и ухудшением экологической обстановки, возникла проблема глобального потепления, ее причиной является деятельность людей. При сжигании ископаемого топлива в атмосферу выбрасывается углекислый газ CO_2 , он приводит к возникновению парникового эффекта и перегреву планеты. Поэтому серьезную актуальность приобрела разработка альтернативных источников энергии, которые способствуют решению данной проблемы [1]. Водород как энергоноситель является наиболее перспективным дополнением к источникам энергии, получаемым из ископаемого топлива, так как обладает высокой топливной эффективностью (141,7 МДж/кг) и экологической чистотой (продуктом сгорания является вода).

Хранение водорода в металлгидридных системах является одним из приоритетных направлений развития водородной энергетики.

В чистом виде гидрид магния как материал для хранения водорода не используется, а именно: существует две причины, первая – сам по себе гидрид магния имеет сильную химическую связь, и для выхода водорода требуется сильный нагрев, поэтому мы добавляем наноникель, находим его оптимальное содержание, для того чтобы лучше всего ослабить химическую связь и получить материал с более низкой температурой выхода водорода; второе – у металлгидрида плохая теплопроводность, необходимо оптимизировать саму систему хранения, чтобы тепло распространялось максимально оптимально.

Из этого исходит необходимость в создании эффективной системы подвода и отвода тепла в системе, чтобы обеспечить возможность использования всего реагента в металлгидридном аккумуляторе. При проектировании металлгидридного баллона наиболее важно рассмотреть теплопередачу от теплообменника к металлгидриду, а также возможные колебания температуры при циклах зарядки/разрядки баллона.

Порошок гидрида характеризуется недостаточной передачей тепла от одной частицы порошка к другой, что может приводить к неравномерному и неполному выходу водорода при разрядке баллона. В таком случае необходимо увеличивать объем соприкосновения порошка гидрида с теплообменником, однако при этом будет уменьшаться количество материала, сорбирующего водород, что негативно скажется на емкости баллона. Для решения этих проблем необходимо проанализировать

широкий спектр вопросов теплопередачи, связанных с процессом проектирования, чтобы выбрать наиболее подходящую конфигурацию теплообменника. В этой связи, актуальным является применение каталитических добавок, которые с одной стороны снижают энтальпию фазообразования и повышают скорость сорбции/десорбции водорода, а с другой стороны повышают теплопроводность металлгидридной засыпки. К таким каталитическим добавкам относятся углеродные нанотрубки, металло-органические каркасные структуры, переходные металлы и их оксиды и многие другие.

Гидриды металлов, в частности гидрид магния MgH_2 , являются перспективным методом хранения водорода. Этот метод характеризуется доступностью, насыпной плотностью (109 г $\text{H}_2/\text{л}$) и высокой емкостью (7,6 масс. %) [2]. Однако следует отметить, что гидрид магния имеет высокую температуру сорбции и десорбции и низкую скорость этих процессов. Поэтому необходимо разработать методику снижения энергии активации десорбции водорода [3–4]. Одним из направлений является синтез композитов на основе гидрида магния и каталитических добавок, в качестве которых могут выступать металлы и их оксиды. Метод электрического взрыва проводников (ЭВП) является одним из перспективных методов получения каталитических добавок к гидриду магния.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

Были получены композиционные материалы на основе гидрида магния и наноразмерного никеля, полученного методом электрического взрыва проводников, в диапазоне (1–25 масс. %) и параметров синтеза: частоте вращения барабанов 900 об/мин и продолжительностью синтеза 180 минут.

В данной работе использовались следующие методы исследования структуры и свойств: сканирующая электронная и просвечивающая микроскопия, энергодисперсионный анализ, рентгеноструктурный анализ.

Структурно-фазовый анализ проводился на дифрактометре XRD7000S, морфология определялась с помощью сканирующего электронного микроскопа TESCAN VEGA 3 SBU, термогравиметрический анализ/дифференциальная сканирующая калориметрия проводилась на установке STA 449 F3 Jupiter. Просвечивающая электронная микроскопия (ПЭМ) проводилась на микроскопе CM 12.

Синхронный термический анализ сочетает методы дифференциальной сканирующей калориметрии (ДСК) и термогравиметрии (ТГ) в одном измерении.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

2.1. Рентгеноструктурный анализ композитов

Для полученных композитов были установлены закономерности влияния параметров синтеза и состава композитов на морфологию, структурно-фазовое состояние. На рисунке 1 наблюдается присутствие необходимых фаз в композитах.

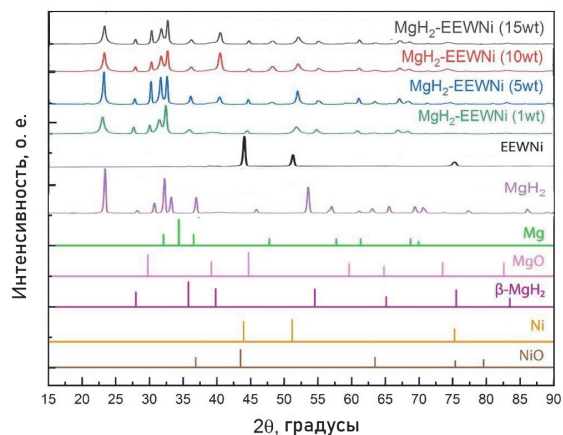


Рис. 1. Рентгеноструктурный анализ композитов

Кроме того, можно заметить присутствие фазы оксида никеля, которая подтверждает наличие структуры «ядро-оболочка» в композите.

2.2. Термогравиметрический анализ

Были получены данные ТГА, по этим данным определили температуру выхода водорода из композита в зависимости от массового содержания наноникеля в композите. Данная зависимость приведена на рисунке 2.

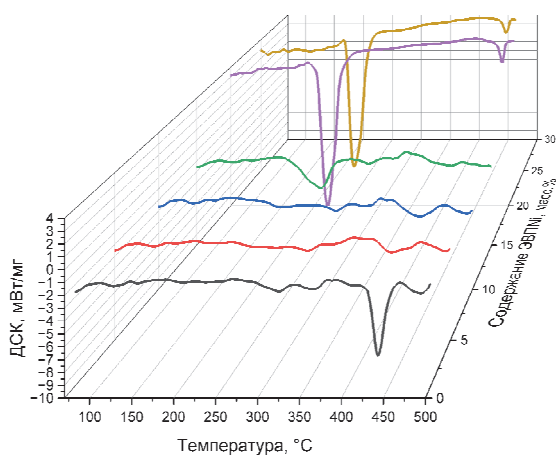


Рис. 2. ТГА для композита с 1, 5, 10, 15, 20, 25 масс.% порошка никеля

Согласно проведенной термогравиметрии, добавление 1 масс. % наноникеля незначительно влияет на температуру выхода водорода и максимум выхода наблюдается при температуре 436°C. Добавление 5 масс. % наноникеля вызывает и низкотемпературный выход водорода при 316°C, однако основная часть выходит при температуре 424°C.

При добавлении 10 масс. % наноникеля также наблюдается выход водорода при более низкой

температуре при 240-350°C, а при добавлении 15 масс. % наноникеля низкотемпературный выход водорода при 252°C превалирует над высокотемпературным при 420-440°C. Основное изменение массы также наблюдается при данных температурах.

При добавлении 20 и 25 масс. % наноникеля высокотемпературный выход водорода практически не наблюдается, и основной максимум выхода водорода соответствует температурам 228-235°C. При этом нет основных различий между композитами с 20 и 25 масс. % наноникеля и в качестве наилучшего варианта с точки зрения температуры выхода водорода и сохранившейся емкости был выбран композит с добавлением именно 20 масс. % наноникеля.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Исходя из полученных данных, можно сделать вывод о том, что распределение наноразмерного никеля на более крупных частицах гидрида магния представляет структуру «ядро-оболочка», в которой оболочкой выступают наночастицы никеля, покрытые оксидно-гидроксидной пленкой, а в качестве ядра - частицы гидрида магния.

С одной стороны, добавление 1 масс. % наноникеля незначительно влияет на температуру выхода водорода, с другой стороны, уже при добавлении 1 масс. % наноникеля мы получаем структуру «ядро-оболочка».

Увеличение содержания добавляемого ЭВNi с 1 до 25 масс.% приводит к смещению максимума выхода водорода из гидрида магния с 436 °C в сторону низких температур до 252 °C.

Наилучшим вариантом с точки зрения температуры выхода водорода и сохранившейся емкости оказался композит с добавлением 20 масс. % наноникеля.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Борисов Д. Н. Водород-аккумулирующие сплавы и композиты на основе магния // ISJAE. 2008. С. 33-38.
2. Можжухин С. А., Арбузов А. А., Тарасов Б. П. Влияние добавок восстановленного оксида графита и никеля на процесс обратимого гидрирования магния // ISJAE. 2015. С. 78.
3. Фурсиков П. В., Слепцова А. М., Можжухин С. А., Арбузов А. А., Фокин В. Н., Фокина Э. Э., Ходос И. И., Тарасов Б. П. Фазовый состав и микроструктура сорбирующих водород композитов эвтектического сплава Mg-Ni с графеноподобным материалом // ЖФХ. 2020. С. 789-795.
4. V. Kudiiarov V.N., Elman R.R., Kurdyumov N., Laptev R.S. // Journal of Alloys and Compounds. 2023. 953.
5. Jizhe Lyu, Elman R., Svyatkin L., Kudiiarov V. // Journal of Alloys and Compounds. 2023. 938.
6. Viktor N. Kudiiarov, Nikita Kurdyumov, Roman R. Elman, Leonid A. Svyatkin, Daria V. Terenteva, Oleg Semyonov. // Journal of Alloys and Compounds. – 2024. – 976.

ВЛИЯНИЕ ПРИМЕСЕЙ НАНОЧАСТИЦ Ag/PVP НА УДЕЛЬНУЮ ТЕПЛОЕМКОСТЬ И ВЯЗКОСТЬ ИЗОПРОПИЛОВОГО СПИРТА

ВВЕДЕНИЕ

Одним из современных методов повышения эффективности энергетического и холодильного оборудования является применение новых рабочих тел с усовершенствованными теплофизическими свойствами - наножидкостей (коллоидных растворов твердых частиц размером до 100 нм в базовой жидкости). Исследование теплофизических свойств наножидкостей (в первую очередь калорических свойств и вязкости) является весьма актуальной задачей, поскольку такая информация не только необходима для расчёта процессов и аппаратов, но и открывает путь к созданию веществ со свойствами, максимально приближёнными к заданным. При этом необходимо учитывать, что низкие температуры вносят дополнительные ограничения, новые взаимосвязи, изменяют степень взаимного влияния элементов систем, аппаратов и вносят иные особенности в процессы, что зачастую требует детального рассмотрения, особенно когда энергетическая эффективность и надёжность работы установок в большей степени зависит от теплофизических и эксплуатационных свойств рабочих тел.

Исследование калорических свойств рассмотренных наножидкостей является актуальной задачей, поскольку информация о влиянии наночастиц Ag покрытых поливинилпирролидоном на теплоемкость и вязкость малоизучена. Анализ опубликованных работ [1-3] позволяет сформулировать следующие выводы:

- большинство исследований констатируют эффект уменьшения теплоемкости базовых жидкостей при добавлении в них наночастиц [4] в различной концентрации, но и увеличение [5];
- результаты экспериментальных исследований не позволяют приступить к решению задач прогнозирования теплоемкости наножидкостей. Причем, зачастую в опубликованных работах отсутствует термодинамическое обоснование физической интерпретации полученных экспериментальных данных;
- отсутствие опубликованных данных влияния Ag / PVP на вязкость изопропилового спирта (ИПС).

С учетом изложенного в качестве объекта исследования в работе были рассмотрены модельные системы: чистый изопропиловый спирт (ИПС) и приготовленные на его основе наножидкости с различными массовыми концентрациями наночастиц Ag / PVP. Образцы приготавливались путем добавления чистого (99,8%) изопропилового спирта CAS 67-63-0 к сухим наночастицам Ag/PVP. Средний

размер наночастиц в приготовленных наножидкостях составлял 25 нм. В работе представлены результаты исследования влияния наночастиц Ag/PVP на удельную теплоемкость и вязкость изопропилового спирта в широком диапазоне температур.

1. МАТЕРИАЛЫ, МЕТОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ

В качестве объектов исследования применены наножидкости на основе изопропилового спирта (ИПС). Массовая доля примесей наночастиц Ag/PVP составляли: 0,3%, 0,5%, 1% (концентрация для удобства представлена только по Ag, в рассмотренных российских наночастицах PVP на порядок больше, чем Ag). Образцы были приготовлены двухступенчатым методом, описанном в работе [4]. Удельную теплоемкость наножидкостей измеряли с использованием дифференциального сканирующего калориметра производителя (DSC 204 F1 Phoenix, Netzsch, Германия) в соответствии со стандартом ASTM (E 1269-05). Протоколы для каждого цикла измерений описаны в работе [5].

Получены данные о зависимости удельной теплоемкости базового вещества (ИПС) и приготовленных на его основе наножидкостей Ag/PVP в широком диапазоне температур. Температурную зависимость удельной теплоемкости базового ИПС и наножидкостей на его основе демонстрирует рисунок 1.

Из рисунка 1 можно сделать вывод, о том, что присутствие наночастиц Ag/PVP в изопропиловом спирте способствует уменьшению теплоемкости в жидкой фазе во всем температурном диапазоне экспериментального исследования. Наиболее существенный вклад понижения теплоемкости ИПС происходит с увеличением концентрации наночастиц.

Определение кинематической вязкости наножидкостей выполнено на лабораторном низкотемпературном жидкостном термостате КРИО-ВИС-Т-03 (Термекс, Россия). Основным элементом термостата является стеклянный капиллярный вискозиметр с висязим уровнем типа (использованы ВПЖ-2 и ВПЖ-4). В таком вискозиметре перепад давления создается столбом самой исследуемой жидкости, причем жидкость в вискозиметре имеет свободный уровень, соединенный с атмосферой. Количество заправляемой жидкости может быть произвольным, погрешность экспериментальных данных, полученных с использованием такого вискозиметра в относительном варианте, не превышает 1-2%. Эти вискозиметры выпускаются промышленностью и различаются по размерам (диаметрам капилляра) в зависимости от уровня измеряемой вязкости. Результаты кинематической вязкости наножидкостей представлены на рисунке 2.

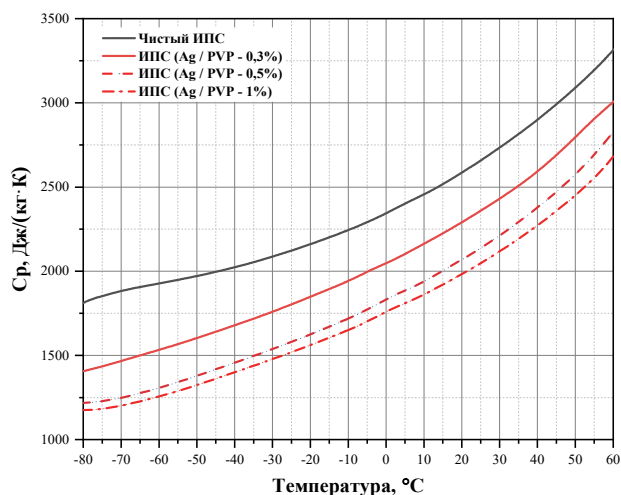


Рис. 1. Температурная зависимость удельной теплоемкости ИПС и приготовленного на его основе нанофлюида Ag/PVP.

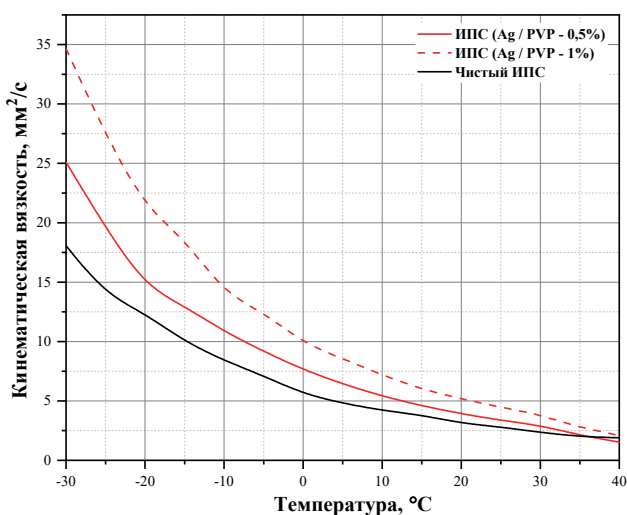


Рис. 2. Температурная зависимость вязкости для ИПС и приготовленного на его основе нанофлюида Ag/PVP при разной массовой концентрации наночастиц: 0,5% и 1%.

Из полученных экспериментальных данных следует, что наличие примесей наночастиц Ag/PVP в изопропиловом спирте способствует увеличению вязкости с увеличением концентрации наночастиц. Температурная зависимость нанофлюидов подобна температурной зависимости базовой жидкости.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В рамках данной работы проведено исследование влияния наночастиц Ag/PVP на теплофизические свойства изопропилового спирта в широком диапазоне температур. Впервые представлены результаты исследования теплоемкости и вязкости нанофлюидов на основе изопропилового спирта с массовой концентрацией наночастиц Ag/PVP 0,5%, 1%. Результаты указывают на повышение вязкости и понижение теплоемкости ИПС при добавлении

наночастиц Ag/PVP. Данная информация может быть полезной для дальнейшей разработки усовершенствованных составов стабильных тепло- и хладоносителей, не претерпевающих фазового перехода при циркуляции в технологической системе.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект № 22-19-00018).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лозовский Т. Л., Шимчук Н. А., Мотовой И. В., Железный В. П. Влияние примесей наночастиц Al_2O_3 на теплоемкость изопропилового спирта // Холодильная техника и технология. 2016. Т. 52. № 1. С. 70–79.
2. Riazi H., Murphy T., Atkin R., et al. Specific heat control of nanofluids: A critical review // International Journal of Thermal Sciences. V. 107. 2016. P. 25–38.
3. Nelson, I. C. Banerjee D., Rengasamy P. Flow Loop Experiments Using Polyalphaolefin Nanofluids // J. Thermophys. Heat Transfer. – 2009. Vol. 23, № 4. P. 752–761.
4. O’Hanley H., Buongiorno J., McKrell T., Ho L. Measurement and model validation of nanofluid specific heat capacity with differential scanning calorimetry // Adv. Mech. Eng. – 2012. – Vol. – 4.
5. Wang B. X., Zhou L. P., Peng X. F. Surface and size effects on the specific heat capacity of nanoparticles // Int. J. Thermophys. – 2006. – Vol. 27, – № 1. – P. 139–151.
6. Рябикин С.С., Шакуров А.В., Жердев А.А. Экспериментальное исследование агрегативной стабильности наночастиц Ag/PVP в коллоидных растворах на основе систем «вода», «пропиленгликоль — вода», «изопропиловый спирт» // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2023. № 8, С. 21–24.
7. Рябикин С.С., Шакуров А.В., Жердев А.А. Влияние добавок наночастиц Ag/PVP на удельную теплоемкость хладоносителей на основе систем «вода», «пропиленгликоль — вода», «изопропиловый спирт» // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2023. № 8. С. 18–21.

ИЗМЕРЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРОПРОВОДНОСТИ ЖИДКОСТИ С ПОМОЩЬЮ А-КАЛОРИМЕТРА МЕТОДОМ РЕГУЛЯРНОГО РЕЖИМА

ВВЕДЕНИЕ

Как известно, температуропроводность является физическим параметром вещества и характеризует скорость выравнивания температуры вещества в неравновесных тепловых процессах. Величина коэффициента температуропроводности a , m^2/c , является мерой теплоинерционных свойств тела и соответственно зависит от природы вещества. Так, жидкость по сравнению с металлами обладает большей тепловой инерционностью и, следовательно, малым коэффициентом температуропроводности.

На практике в отношении характера зависимости поля температур от времени принято разделение методов исследования температуропроводности на две группы. В первой группе используются методы, для которых существенны начальные условия, т.е. известно поле температуры в момент времени, с которого начинался исследуемый процесс. В методах второй группы за основу реализуется процесс в такой его стадии, когда начальные условия уже не играют роли – так называемый регулярный тепловой режим [1]. В основу теории регулярного режима положен классический метод решения нестационарных задач теплопроводности в виде суммы частных решений – произведения функции от координат на функцию, зависящую от времени [2]. Практическая его реализация в приложении твердых материалов рассмотрена в работах [3].

Анализ работ, в которых измерялись температуропроводность и теплопроводность жидкости или наножидкости указывает, во-первых, на возможность надежного использования метода регулярного теплового режима для исследования указанных теплофизических характеристик и, во-вторых, свидетельствуют о его простоте и доступности при сохранении точности измерений [4].

1. МЕТОД РЕГУЛЯРНОГО РЕЖИМА ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРОПРОВОДНОСТИ С ПОМОЩЬЮ А-КАЛОРИМЕТРА

Существо метода не зависит от природы образца и заключается в следующем. Исследуемый образец (далее – ИО), геометрическая форма (пластина, цилиндр, шар) которого известна, подвергается охлаждению (нагреванию) в условиях:

$$t_0 = \text{const. } \alpha \rightarrow \infty, \quad (*)$$

где α – коэффициент теплоотдачи от термостатирующей жидкости к ИО, Вт/($m^2 \cdot K$);

Экспериментально измеряется темп охлаждения $m = m_\infty$, 1/с. На основании второй теоремы Кондратьева коэффициент температуропроводности материала ИО рассчитывается по формуле

$$a = Km_\infty, \quad (1)$$

где K – коэффициент формы тела, m^2 .

Таким образом, для решения поставленной задачи, а именно определения коэффициента температуропроводности ИО необходимо выполнить следующее.

- подготовить ИО для измерения;
- провести измерения темпа охлаждению (нагревания);
- рассчитать коэффициенты формы и температуропроводности.

Учитывая, что ИО является жидкость, то для сохранения формы ее необходимо помещать в сосуд. Такой сосуд, внутренний объем которого и коэффициент формы известны называют А-калориметр.

Использование метода регулярного режима для исследования температуропроводности жидкости имеет ряд особенностей. Во время проведения эксперимента нужно полностью исключить влияние свободной конвекции на процесс переноса теплоты внутри жидкости, помещенной в А-калориметр. Для этого используют А-калориметр диаметром не более 20 мм, соотношение длины и радиуса $Z/R > 4$. Для проведения эксперимента А-калориметр выполнен из полой стеклянной цилиндрической трубки (рис. 1). Нижнее основание калориметра плотно закрыто заглушкой. Верхнее основание также плотно закрыто полой бизаглушкой, одна часть которой закрывает верхнее основание трубки, а на другую ее часть плотно надевается полая цилиндрическая трубка длиной 100 мм. Заглушки выполнены из пластика. Внутри цилиндрического сосуда размещается горячий спай медь-константановой дифференциальной термопары. Для измерений используется именно дифтермопара, поскольку в этом случае не требует калибровки. Константановый термоэлектрод, выходит через нижнюю заглушку, а через верхнюю заглушку медный термоэлектрод. Холодный спай медь-константановой термопары располагается в объеме термостатирующей среды. Медные провода от горячего и холодного спаев термопары подключены к цифровому вольтметру.

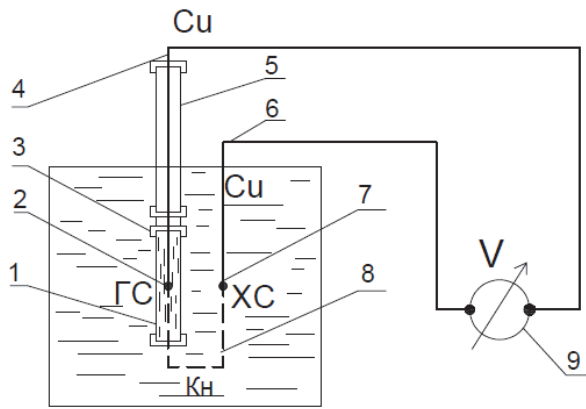


Рис. 1. Схема экспериментальной установки: 1 – калориметр; 2 – горячий спай дифтермопары; 3 – бизаглушка; 4, 6 – медный термоэлектрод; 5 – верхняя трубка; 7 – холодный спай дифтермопары; 8 – константовый термопровод; 9 – вольтметр

Принципиальная схема рабочего участка приведена на рис. 1. Рабочая термопара включена в систему измерения по дифференциальной схеме. Применяемый термостат обеспечивает заданные условия (*). Соответственно, после предварительного нагрева А-калориметра до определенной (например, больше, чем температура охлаждающей среды в термостате на 5 °С) температуры его помещают в термостат и фиксируют изменения напряжения в конечные промежутки времени. После их преобразования в температуру темп охлаждения рассчитывается по соотношению вид:

$$m_{\infty} = \frac{\ln \vartheta_1 - \ln \vartheta_2}{\tau_2 - \tau_1}, \quad (2)$$

где $\vartheta = t - t_0$ – избыточная температура, представляющая собой разность между температурой исследуемой жидкости и температурой греющей (охлаждающей) среды; ϑ_1 и ϑ_2 определяют в момент времени τ_2 и τ_1 .

Коэффициент формы рассчитывается по формуле:

$$K = \left(\frac{5,793}{R^2} + \frac{9,87}{Z^2} \right)^{-1}, \quad (3)$$

где R и Z соответственно внутренний радиус и длина трубки А-калориметра.

Коэффициент температуропроводности материала ИО рассчитывается по формуле (1).

Следует отметить, что присутствие стенки сосуда в А-калориметре накладывает определенные ограничения на теплофизические свойства материала, из которого стенка сосуда сделана относительно подобных свойств вещества, заполняющего оболочку. Например, величины теплопроводности материала стенки сосуда (допустим из металла) и исследуемого материала в сосуде могут отличаться на два порядка. При использовании материала стенки сосуда (например, из стекла) его величина теплопроводности может быть соизмерима с величиной теплопроводности материала заполнителя. В

этих случаях необходимо оценивать влияние стенки сосуда. Результаты анализа влияния цилиндрического сосуда на измеряемую величину коэффициента температуропроводности при условии линейного закона температуры в стенке сосуда показали, что для этого достаточно учитывать геометрические размеры сосуда и величины теплопроводности материала стенки сосуда и заполнителя. Тогда формулу по определению коэффициента теплопроводности ИО следует представлять в следующей форме

$$a = Km_{\infty} \left(1 + 2 \frac{\delta \lambda}{R \lambda'} \right), \quad (4)$$

где δ – толщина стенки сосуда; λ – теплопроводность материала заполнителя, λ' – теплопроводность материала стенки сосуда.

Рассмотренный вариант определения коэффициента температуропроводности был апробирован на дистиллированной воде. Результаты эксперимента показали хорошее совпадение с табличными данными. Данный метод и его реализацию можно использовать для определения температуропроводности любой жидкости, в том числе и неомогенной наножидкости.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Авторы предложили применить метод регулярного режима для исследования температуропроводности жидкости. Для реализации метода разработан особый А-калориметр. Также предложена методика проведения измерений, позволяющая повысить точность измерения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Филиппов Л.П. Измерение тепловых свойств твердых и жидких металлов при высоких температурах. М., Издательство Московского университета, 1967. 325 с.
2. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Гостехиздат, 1952. 600 с.
3. Кондратьев Г.М. Регулярный тепловой режим. М., Государственное издательство технической литературы, 1954. 408 с.
4. Шацких Ю.В., Костановский А.В., Зеодинов М.Г., Милютин В.А. Использование метода регулярного режима для экспериментального определения теплопроводности жидкости // ТВТ. 2023. Т. 61. № 4. С. 525-529.

МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЙ ТЕМПЕРАТУРОПРОВОДНОСТИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ В ПОЛЕ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ УСКОРЕНИЙ И ЭЛЕКТРОННО-ИНЕРЦИОННОГО ЭФФЕКТА

Исследование воздействия центробежных ускорений на температуропроводность и перемещение свободных электронов в металлических сплавах является новой фундаментальной проблемой, решение которой имеет актуальное значение для теплофизики, энергетики и авиакосмической техники [1, 2]. При указанном воздействии сил инерции (центробежных ускорений) на металлическую деталь (лопатку или диск и др.), нагретую неравномерно, свободные электроны переносят порции тепла в металле и в результате температуропроводность металлического сплава повышается за счет роста скорости дрейфа электронов и тепловое состояние детали изменяется.

В оценке теплового состояния вращающихся деталей (лопаток) турбин используются характеристики теплопроводности, которые были получены в стационарных условиях земного тяготения на ненагруженных металлических образцах. В реальных условиях рабочие лопатки и диски турбин нагружены растягивающими центробежными силами и работают при центробежных ускорениях до нескольких десятков тысяч g и изменение теплопроводности металлических материалов в этих условиях можно ожидать значимым. Влияние сжимающих сил на теплопроводность металлических сплавов ранее исследовалось, например, в [4]. Исследования влияния растягивающих сил на теплопроводность металлических материалов ранее не проводились.

Первые электронно-инерционные опыты русских физиков Мандельштама Л.И. и Папалекси Н.Д. были проведены в 1913-14 г.г. и американским физиком Толменом Р.Ч. в 1916 г [4, 5]. Однако из указанных опытов не было сделано выводов и предположений о возможности появления электронно-инерционного тока на других режимах вращения, кроме торможения, и его влиянии на тепловые процессы в коротких проводниках и во вращающихся деталях. Кроме того, аппаратура того времени не позволила зарегистрировать электрический колебательный процесс во вращающейся катушке.

В данной работе впервые с применением нового разработанного метода проведены новые электронно-инерционные опыты (исследования электронно-инерционных эффектов) с использованием медного проводника в виде плоской спирали (спирального проводника), установленного на устройстве вращения, в поле радиальных и окружных центробежных

ускорений при разгоне и торможении. Спиральный проводник (рис. 1) является моделью металлического диска, в котором при его вращении возникает спирально-вихревое движение свободных электронов.



Рис. 1. Спиральный проводник на устройстве вращения.

В процессе эксперимента спиральный проводник приводился во вращение и затем тормозился. Электрические сигналы (при движении электронов) от вращающегося спирального проводника были зарегистрированы на анализаторе спектра МС-200 (рис. 2).

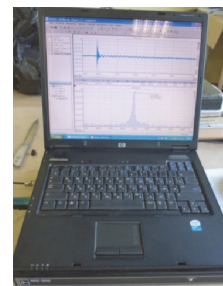


Рис. 2. Анализатор спектра.

В начале резкого вращения свободные электроны начинают перемещаться и при этом отстают от остова кристаллической решетки, а при резком торможении - опережают по инерции остов кристаллической решетки. В результате появляются электрические импульсы разной полярности. Данные проведенных экспериментов подтверждают, что свободные электроны перемещаются во вращающемся спиральном проводнике под воздействием центробежных ускорений (сил инерции). В процессе разгона (за 0.01 сек. была достигнута частота вращения 1200 об/мин) спирального проводника под воздействием центробежных ускорений свободные электроны начинают перемещаться от центра к периферии проводника и скапливаться в периферийной зоне и в результате была зарегистри-

рована максимальная величина электрического сигнала -250 мкВ (рис. 2) на частоте вращения 1200 об/мин, т.е. наблюдался электронно-инерционный эффект.

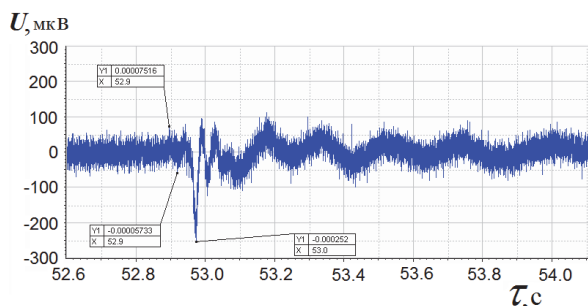


Рис. 3. Электрический сигнал во вращающемся спиральном проводнике.

При этом от образованной группы электронов в периферийной области возникает электрическое поле, сила которого перемещает электроны из периферии обратно к центру проводника. В результате электрический сигнал уменьшается и затем становится положительным, т.е. начинает влиять явление электромагнитной индукции. Потом процесс повторяется и под воздействием центробежных ускорений электроны опять перемещаются к периферии проводника. Таким образом, возникают электрические колебания во вращающемся спиральном проводнике. Анализ периодов колебаний затухающего электрического процесса в проводнике при его торможении позволяет определить частоту вращения проводника в каждый момент времени частоты вращения (рис. 3).

В данной работе также с применением нового разработанного метода проведены экспериментальные исследования температуропроводности в поле действия центробежных ускорений при испытаниях на разгонном стенде (рис. 4).

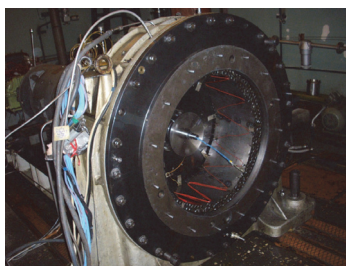


Рис. 4. Разгонный стенд.

Для проведения исследований предусматривалось закрепление на полотне модельного диска (рис. 5) двух теплоизолированных проводников (радиального и окружного) из хромелевого провода с диаметром 0.5 мм с электронагревателем длиной 10 мм. Получены экспериментальные данные нестационарного нагрева: кривые изменения температур на концах двух теплопроводников для базового эксперимента без вращения и при экспериментах на частотах вращения: 2500, 5000 и 10000 об/мин. По результатам исследований получены относительные изменения скоростей нагрева теплопроводников в зависимости от частоты вращения.

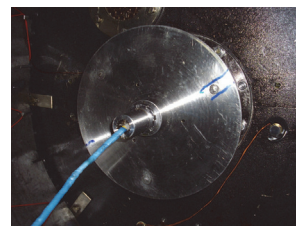


Рис. 5. Модельный диск.

Из анализа относительных скоростей нагрева определено, что температуропроводность в радиальном направлении для первого (радиального) теплопроводника возрастает в 2.5 и 3 раза соответственно на частотах вращения 2500 и 5000 об/мин. Причем, в радиальном направлении температуропроводность возрастает больше, чем в окружном, т.е. наблюдается анизотропия температуропроводности. Указанные выше оценки температуропроводности получены заниженными при влиянии тепловых потерь в данной схеме теплопроводников. Из решения обратной расчетной 3D тепловой МКЭ задачи с учетом экспериментальных данных нестационарного теплового состояния первого теплопроводника и тепловых потерь получено, что его скорректированная температуропроводность увеличивается в 2.9 и 3.3 раза соответственно на частотах вращения 2500 и 5000 об/мин. Указанный рост температуропроводности существенно связан с увеличением скорости дрейфа электронов в металле при воздействии центробежных ускорений (сил инерции). При этом наблюдалась анизотропия температуропроводности в радиальном и окружном направлениях.

Полученные результаты имеют важное практическое значение для расчета и оценки теплового состояния роторных деталей, работающих в поле центробежных сил в авиадвигателестроении, энергетике и других отраслях машиностроения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лепешкин А.Р. Температуропроводность материалов в поле действия центробежных ускорений и сил // Труды пятой Российской национальной конференции по теплообмену. В 8 томах (25-29 октября 2010 г., Москва). Т. 1. Общие проблемные доклады. – М.: Издательский дом МЭИ, 2010.
2. Лепешкин А.Р. Способ и установка для определения теплофизических характеристик твердых материалов в поле действия центробежных сил / Патент 2235982 РФ, опубл. 20.04.2011, Бюл. № 11.
3. Эмиров С.Н., Булаева Н.М., Рамазанова Э.Н. Влияние давления и температуры на теплопроводность моно- и поликристаллических образцов антимоноид галлия // Труды XII Российской конференции по теплофизическим свойствам веществ. М.: 2008. С. 306.
4. Tolman P, Stewart T. The electromotive force produced by the acceleration of metals // Phys. Rev. 1916. -Vol. 8, No. 2. P. 97-116.
5. Гинзбург В.Л., Коган Ш.М. Об электронно-инерционных опытах // ЖЭТФ, 1972. – Т. 61, вып. 3(9). С. 1177-1180.

СВОЙСТВА ПЕРЕНОСА ПЕРСПЕКТИВНЫХ ВЕЩЕСТВ – АККУМУЛЯТОРОВ ТЕПЛОТЫ. НОРМАЛЬНЫЙ ОКТАДЕКАН

ВВЕДЕНИЕ

В системах преобразования различных видов энергии в теплоту, а также в системах её дальнейшего использования важным фактором, во многом определяющим энергетическую эффективность, является рабочее вещество – тепло- и холодоноситель, холодильный агент, вещество-аккумулятор. Для обоснованного выбора оптимального рабочего вещества необходимо иметь уравнения состояния и корреляционные уравнения, описывающие термодинамические свойства и коэффициенты переноса. Поэтому изучение теплофизических свойств перспективных рабочих тел является актуальной и важной проблемой.

В системах теплоснабжения с использованием солнечной энергии перспективными считаются аккумуляторы теплоты с фазовым переходом. В качестве рабочих тел таких аккумуляторов могут быть использованы высокомолекулярные парафиновые углеводороды. Нормальный октадекан (C₁₈H₃₈) является одним из представителей этого ряда парафинов.

1. УРАВНЕНИЕ ВЯЗКОСТИ Н-ОКТАДЕКАНА

Для описания коэффициента динамической вязкости использовалась теоретически обоснованная форма уравнения [1] в которой коэффициент динамической вязкости чистого вещества η представлен в виде суммы вязкости разреженного газа и остаточной вязкости

$$\eta(\rho, T) = \eta^0(T)[1 + B_\eta(T)\rho] + \Delta\eta(\rho, T), \quad (1)$$

где $\eta^0(T)$ – вязкость разреженного газа при нулевой плотности; $B_\eta(T)$ – второй вязкостный вириальный коэффициент; $\Delta\eta(\rho, T)$ – остаточная вязкость плотного флюида.

Вязкость газа при нулевой плотности $\eta^0(T)$ определяется по уравнениям

$$\eta^0(T) = \frac{0,021357(MT)^{1/2}}{\sigma^2 S_\eta^*(T^*)}, \quad (2)$$

$$\ln S_\eta^* = \sum_{i=0}^2 a_i (\ln T^*)^i, \quad (3)$$

где вязкость η^0 , мкПа·с; M – масса киломоля (для н-октадекана $M=254,494$ кг/кмоль); T – температура, К; σ – линейный масштабный параметр потенциала Леннарда – Джонса, нм; ε/k_B – энергетический масштабный параметр, К; S_η^* – приведенный эффективный интеграл столкновений, аппроксимиро-

ванный уравнением (3); T^* – приведенная температура $T^* = k_B T / \varepsilon$. Масштабные параметры потенциала взаимодействия определялись по методу Чанга с соавторами [2].

Коэффициенты уравнения (3) определены по экспериментальным данным Люстерника и Жданова [3] и представлены в таблице 1.

Таблица 1. Значения коэффициентов уравнений (2) и (3) для расчета вязкости разреженного газа

a_0	a_1	a_2	σ (нм)	ε/k_B (К)
0,48405	-0,695628	0,0952095	0,83422	594,140

При низкой плотности наблюдается линейная зависимость вязкости от плотности. Температурная зависимость учитывается вторым вязкостным вириальным коэффициентом $B_\eta(T)$, для которого используется теоретически обоснованная корреляция, полученная в [4] для Леннарда – Джонсовского флюида.

$$B_\eta(T) = N_A \sigma^3 B_\eta(T^*), \quad (4)$$

где $B_\eta(T)$, л·моль⁻¹; σ , нм; $N_A = 6,0221415 \cdot 10^{23}$ моль⁻¹ – число Авогадро.

Для расчета температурной зависимости $B_\eta^*(T^*)$ в работе [9] в диапазоне приведенной температуры $0,5 \leq T^* \leq 100$ предлагается следующая корреляция:

$$B_\eta^*(T^*) = \sum_{j=0}^8 b_j (T^*)^{t_j} \quad (5)$$

где коэффициенты b_j и показатели степени t_j представлены в [5].

При повышенной плотности остаточная вязкость описывается слагаемым $\Delta\eta(\rho, T)$, которое представляет собой полином от двух переменных – приведенной плотности $\delta = \rho/\rho_c$ и приведенной температуры $\tau = T/T_c$, а также слагаемое, учитывающее функцию свободного объема. Методом пошагового регрессионного анализа получена оптимальная форма уравнения для остаточной вязкости

$$\Delta\eta(\rho, T) = \sum_{j=2}^3 \sum_{k=1}^2 \alpha_{jk} \frac{\delta^j}{\tau^k} + c_1 \delta [1/(\delta_0 - \delta) - 1/\delta_0] \quad (6)$$

Функция δ_0 описывается уравнением

$$\delta_0 = c_2 + c_3 \tau^{1/2} + c_4 \tau \quad (7)$$

Значения коэффициентов уравнений (6) и (7) представлены в таблице 2.

Таблица 2. Значения коэффициентов уравнений (6) и (7)

<i>j</i>	<i>k</i>	α_{jk}
2	1	$-0,1039100 \cdot 10^{+0}$
3	1	$0,18652603 \cdot 10^{-1}$
2	2	$0,88679315 \cdot 10^{-1}$
3	2	$-0,35725531 \cdot 10^{-1}$
<i>i</i>		<i>c_i</i>
1		$0,88648687 \cdot 10^{+0}$
2		$0,210362 \cdot 10^{+1}$
3		$0,247800 \cdot 10^{+1}$
4		$0,838900 \cdot 10^{-1}$

2. АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ

В таблице 3 представлены результаты сравнения расчетных значений вязкости с наиболее представительными экспериментальными данными. Как видно из табл. 3, широкодиапазонные измерения вязкости выполнены только в работе Керамиди [47]. Измерения выполнены в жидкой фазе на капиллярном вискозиметре с неопределенностью 1,5%. В газовой фазе в широком диапазоне температур до 773 К измерения вязкости выполнены Люстерником и Ждановым [7]. Измерения вязкости жидкой фазы при повышенных давлениях, но в более узком диапазоне температур, чем в [47], выполнены в работах Дуколомбира с соавторами [48] и Хогенбона с соавторами [46]. Все остальные исследования проводились при атмосферном давлении.

Таблица 3. Результаты сравнения экспериментальных данных о вязкости н-октадекана с рассчитанными по уравнению (1) значениями

Источник	Число точек	Диапазон параметров		СОО*
		<i>T</i> , К	<i>P</i> , МПа	
Голубев [7]	8	303 – 373	p_v	0,44
Хогенбун [8]	39	333 – 408	0,1 – 360	1,45
Керамиди [9]	20	304 – 489	0,1 – 49	1,92
Гусейнов [10]	72	319 – 507	0,25 – 41	2,45
Докулумбер [11]	22	313 – 373	0,1 – 100	3,11
Кадвелл [12]	106	323 – 473	0,1 – 92	1,01
Кадвелл [7]	50	323 – 473	0,1 – 92	1,00
Балед [13]	37	325 – 534	0,1 – 243	3,49
Чмыхало [14]	27	302 – 730	p_v	2,10

*СОО – среднее относительное отклонение.

Основу обрабатываемого массива составили экспериментальные данные Керамиди [47], полученные в жидкой фазе на капиллярном вискозиметре с неопределенностью 1,5 %. Использовались также расчетные данные на пограничной кривой жидкой фазы, полученные по методике ГСССД (Чмыхало, Ставцев [51]). Более высокое значение отклонений обусловлено включением в расчет точек, близких к критической температуре.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, на основе надежных экспериментальных данных разработано новое корреляционное уравнение вязкости нормального октадекана. Разработанное уравнение является новым, экспериментально обоснованным и позволяет с высокой точностью рассчитывать вязкость нормального октадекана в диапазоне температуры от тройной точки до 700 К при давлениях до 100 МПа.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Huber M.L., Laesecke A., Perkins R. Transport Properties of n-Dodecane // Energy & Fuels, 2004. Vol. 18. P. 968-975.
2. Chung T.H., Ajlan L., Lee L.L., Starling K.E. Generalized multiparameter correlation for nonpolar and polar fluid transport properties // Ind. Eng. Chem. Res., 1988. Vol. 27. P. 671-679.
3. Люстерник В.Е., Жданов А.Г. Вязкость углеводородов метанового, этиленового и ацетиленового ряда в газовой фазе // В кн.: Теплофизические свойства веществ и материалов. - М.: Изд-во стандартов, 1973. Вып. 3. С. 95-114.
4. Reinwater J.C., Friend D.G. Second viscosity and thermal-conductivity virial coefficients of gases: Extension to low reduced temperature // Phys. Rev. 1987. Vol. A36. P. 4062-4066.
5. Vogel E., Küchenmaister C., Bich E., Laesecke A. Reference Correlation of the Viscosity of Propane // J. Phys. Chem. Ref. Data, 1998. Vol. 27. P. 947-970.
6. Caudwell D.R. The viscosity and density of n-dodecane and n-octadecane at pressures up to 200 MPa and temperatures up to 473 K // Int. J. Thermophys., 2004. Vol. 25, № 5. P. 1339-1352.
7. Голубев И.Ф. Вязкость газов и газовых смесей. М.: Изд-во Физ.-мат., 1959. 207 с.
8. Hogenboon D. L., Webb W., Dixon J. A. Viscosity of Several Liquid Hydrocarbons as a Function of Temperature, Pressure, and Free Volume // J. Chem. Phys., 1967. V. 46. P. 2586-2597.
9. Керамиди А.С. Экспериментальное исследование динамической вязкости жидких парафиновых углеводородов и нефтепродуктов: Автореф. дис. ... канд. тех. наук. Одесса, 1972. 33 с.
10. Гусейнов С.О., Назиев Я.М. // Известия ВУЗов. Нефть и газ, 1974. Т. 17. С. 38 – 62.
11. Ducoulombier D., Zhou H., Boned C., Peyrelasse J., Saint-Guirons H., Xans P. Pressure (1-1000 bars) and temperature (20-100.degree.C) dependence of the viscosity of liquid hydrocarbons // J. Phys. Chem., 1986. Vol. 90. P. 1692.
12. Caudwell D. R. Ph.D. Thesis, Imperial College, London, UK, 2004.
13. Baled H.O., Xing D., Katz H., Tapriyal D., Gamwo I. K., Soong Y., Bamgbade B.A., Wu Y., McHugh M.A., Enick R. M. Viscosity of n-hexadecane, n-octadecane and n-eicosane at pressures up to 243 MPa and temperatures up to 534 K // J. Chem. Thermodyn., 2014. V. 72. P. 108-116.
14. Чмыхало П.А., Ставцев А.Ф. Методика расчетного определения вязкости жидких н-алканов (C1 – C94) на линии насыщения: Методика ГСССД (СД 5 – 2004) Минск, 2004. 22 с.

МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КАТУШКИ ИЗ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО СВЕРХПРОВОДНИКА, ВХОДЯЩЕЙ В СОСТАВ СТАТОРА ГЕНЕРАТОРА ДЛЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ

ВВЕДЕНИЕ

Энергетические установки на основе высоко-температурных сверхпроводников (ВТСП) обладают высокими мощностными удельными характеристиками и могут применяться в различных видах техники, в том числе и в перспективных летательных аппаратах. Проектирование такого оборудования связано с моделированием тепловых режимов, для корректного решения задач которого требуется с достаточной точностью знать теплофизические свойства ВТСП и конструкций на их основе.

С учетом сложной многослойной структуры ВТСП-ленты, катушка статора ВТСП-генератора может быть рассмотрена как некая композиционная конструкция, особенности которой сходны с особенностями композиционного материала, включающего объемный каркас из лент или волокон, заключенный в матрицу связующего материала.

Разработка методики экспериментально-расчетных исследований тепловых режимов композиционных конструкций и определения их свойств с использованием эффективных методических и технических средств является актуальной задачей.

1. МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА

1.1. Объект исследования

Объектом исследования являлась обмотка катушки, изготовленная на основе ВТСП-ленты второго поколения и двухкомпонентного эпоксидного компаунда. Материал имеет существенное различие в значениях коэффициента теплопроводности вдоль оси, перпендикулярной плоскости лент обмотки, и вдоль осей, лежащих в плоскости лент обмотки.

Для одновременного определения зависимостей от температуры коэффициента теплопроводности в направлении вдоль оси образца перпендикулярной охлаждаемой поверхности и объемной теплоемкости необходимо измерить плотность теплового потока хотя бы на одной границе образца и осуществить нестационарные измерения температуры не менее чем в двух внутренних точках образца [1].

Для проведения криогенных испытаний с односторонним охлаждением было изготовлено два образца: образец № 1 для определения коэффициента теплопроводности в направлении по нормали к плоскости ВТСП-ленты и образец № 2 – в направлении параллельном плоскости ВТСП-ленты.

1.2. Экспериментальное оборудование

Для реализации выбранной схемы криогенных испытаний образцов фрагмента обмотки катушки из ВТСП-ленты был разработан специальный экспериментальный модуль «ЭМ-К», предназначенный для размещения и фиксации исследуемого образца в заданном положении, обеспечения заданных тепловых режимов образца в процессе испытаний и обеспечения температурных измерений в образце и в конструкции модуля.

Для измерения нестационарных температур в измерительном узле модуля и в контрольных точках модуля в качестве температурных датчиков рассматривались безкорпусные малоинерционные микротермопары Хромель-Алюмель (тип К).

В качестве нестационарного датчика теплового потока для измерений на обратных поверхностях образцов используется специально разработанный и изготовленный датчик, выполненный из нержавеющей стали.

1.3. Проведение испытаний

Методика подготовки и проведения криогенных испытаний, исследуемых образцов фрагмента обмотки катушки из ВТСП-ленты построена на основе общей методики тепловых испытаний на комплексе «ВТС-ОЗТ» при определении характеристик тепловых режимов экспериментальных образцов и теплофизических характеристик материалов [2].

Криогенные испытания каждого исследуемого образца проводятся в два последовательных этапа: сперва пробные (отладочные) испытания, в процессе которых проверяется и настраивается экспериментальное оборудование, а затем штатные (зачетные) испытания, результаты которых предварительно обрабатываются и анализируются.

Последовательность криогенных испытаний предусматривает: подачу жидкого азота на охлаждаемую поверхность образца, установленного в измерительный узел; выдержку в жидком азоте до момента охлаждения всего объема образца до заданной температуры; быстрое удаление жидкого азота с поверхности образца; последующий нагрев образца на воздухе до комнатной температуры.

2. МЕТОДИКА ОБРАБОТКИ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ

В обратной задаче прежде всего, необходимо указать область определения искомых функций в виде общего для всех экспериментов интервала температур, на котором анализируемая обратная задача имеет единственное решение. В качестве максимального значения температуры используется минимальное значение начальной температуры,

а в качестве минимальной – минимальное значение температуры, достигаемое на термопаре, размещаемой на охлаждаемой поверхности.

В результате аппроксимации неизвестных искомых функции на сетках обратная задача сводится к поиску вектора неизвестных параметров. Исходя из принципа итерационной регуляризации [3-5], искомый неизвестный вектор может быть определен с помощью градиентных методов первого порядка путем минимизации функционала среднеквадратичной невязки расчетных и экспериментальных значений температуры в точках установки термодатчиков. Для построения итерационного алгоритма этой обратной задачи используется решение метода сопряженных градиентов.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ОБРАБОТКИ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ

На основе проведенных испытаний получены результаты вторичной обработки экспериментальной информации на основе решения соответствующих обратных задач теплообмена по определению комплекса эффективных теплофизических характеристик фрагмента реальной обмотки катушки на основе ВТСП-ленты вдоль оси перпендикулярной плоскости лент обмотки и вдоль осей, лежащих в плоскости лент обмотки.

На рис. 1-2 представлены результаты определения зависимости коэффициента объемной теплоемкости от температуры для образца № 1 и образца № 2 соответственно, а на рис. 3-4 – коэффициента теплопроводности от температуры.

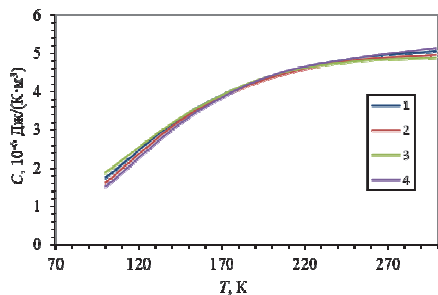


Рис. 1. Полученное значение коэффициента объемной теплоемкости для образца № 1: 1 – испытание № 1, охлаждение; 2 – испытание № 2, охлаждение; 3 – испытание № 1, нагрев; 4 – испытание № 2, нагрев.

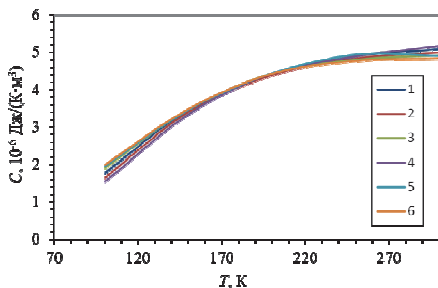


Рис. 2. Полученное значение коэффициента объемной теплоемкости для образца № 2: 1 – испытание № 1, охлаждение; 2 – испытание № 2, охлаждение; 3 – испытание № 3, охлаждение; 4 – испытание № 1, нагрев; 5 – испытание № 2, нагрев; 6 – испытание № 3, нагрев.

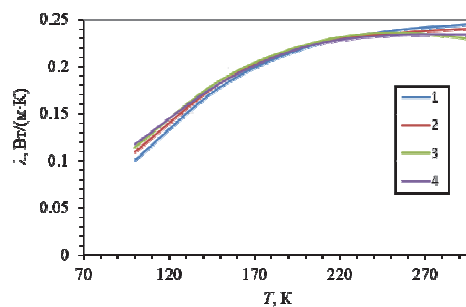


Рис. 3. Полученное значение коэффициента теплопроводности для образца № 1: 1 – испытание № 1, охлаждение; 2 – испытание № 2, охлаждение; 3 – испытание № 1, нагрев; 4 – испытание № 2, нагрев.

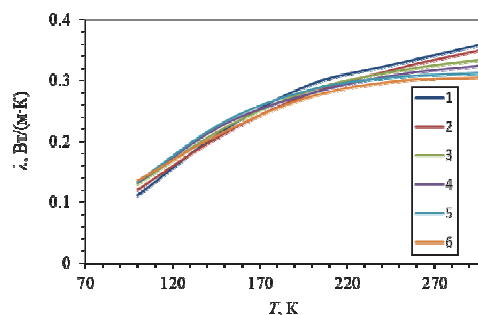


Рис. 4. Полученное значение коэффициента теплопроводности для образца № 2: 1 – испытание № 1, охлаждение; 2 – испытание № 2, охлаждение; 3 – испытание № 3, охлаждение; 4 – испытание № 1, нагрев; 5 – испытание № 2, нагрев; 6 – испытание № 3, нагрев.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученные в испытаниях результаты подтвердили различия в характеристиках тепловых режимов образцов. Подтверждена работоспособность экспериментального оборудования и показана высокая эффективность предложенной методики определения теплофизических свойств композиционных материалов в условиях криогенных температур.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ, проект № FSFF-2023-0007.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алифанов О.М., Артюхин Е.А., Румянцев С.В. Экстремальные методы решения некорректных задач и их приложения к обратным задачам теплообмена. М.: Наука. 1988. 288 с.
2. Алифанов О.М., Будник С.А., Ненарокомов А.В., Титов Д.М. Отработка датчиков тепловых потоков на основе методологии обратных задач. Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2019. Т. 18, № 4. С. 7-17.
3. Алифанов О.М. Решение обратной задачи теплопроводности итерационными методами. ИФЖ. 1974. Т. 26. №4. С.682–689.
4. Алифанов О.М., Румянцев С.В. Об одном способе решения некорректно поставленных задач. ИФЖ. 1978. Т. 34. №2. С. 328 – 331.
5. Алифанов О.М., Румянцев С.В. Об устойчивости итерационных методов решения линейных некорректных задач. Доклады Академии наук СССР. 1979. т. 248. № 6. С. 1289 – 1291.

А.А. Мошин^{1,2}, И.А. Михайлова³, Д.П. Храпцов¹, Д.А. Некрасов^{1,2},
Н.С. Захаров¹, Н.Г. Румянцев¹, Р.Р. Хаиров², Н.А. Фролов²

¹МИРЭА – Российский технологический университет,
119454, Москва, Проспект Вернадского, 78

²Московский политехнический университет,
107023, Москва, Большая Семеновская, 38

³Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

ГОЛОГРАФИЧЕСКАЯ ВИЗУАЛИЗАЦИЯ И ИЗМЕРЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В ГЕЛЕВЫХ СИСТЕМАХ С ОКСИДОМ ГРАФЕНА

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время активно развивается область науки и технологий, известная как регенеративная медицина [1]. Развитие этой сферы невозможно без одновременного создания нового набора материалов, главным образом гидрогелей, которые обеспечивают не только благоприятные условия для разнообразных клеточных культур, но и позволяют программировать и управлять их характеристиками. Также прослеживается тренд на создание биочернил, модифицированных различными компонентами, которые даже в небольших концентрациях могут значительно изменять структуру и свойства основной композиции. Одним из таких компонентов является графен в его различных формах. Его воздействие на широкий спектр материалов исследуется уже долгое время, включая анализ механических, электрических и химических свойств композитов и полимеров с графеновыми добавками, применяемых в аддитивных технологиях [2,3]. Однако несмотря на растущее число исследований остаются большие пробелы, касающиеся как, методик исследования свойств, модифицированных компонентами на основе графена гидрогелевых и не только материалов, так и зависимостей самих свойств от различных типов, факторов и концентраций модифицирующего компонента. При этом если число работ по исследованию электропроводных [4] и механических свойств [5], а также биосовместимости [6] довольно высоко, то вопросы касающиеся изучения теплофизических свойств рассматриваются гораздо реже, что не отменяет их важности.

Целью данной работы является реализация экспериментального комплекса для бесконтактной диагностики полей температур при нестационарном нагреве гидрогелевых материалов с добавлением оксида графена, позволяющего определять их теплофизические свойства.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

В экспериментах при исследовании теплопереносных свойств в геле с добавлением оксида графена разной концентрации, которые сопровождались фазовыми переходами, был применен, описанный ранее [7] метод голографической интерфе-

рометрии в сочетании с градиентной теплотерией. Ниже на рис. 1 схематично представлена экспериментальная установка. Расчетная погрешность оптических измерений, которая зависит от разрешающей способности светочувствительного элемента видеокамеры и глубины рабочей зоны вдоль светового луча ($L=5$ мм), не превысила 5%.

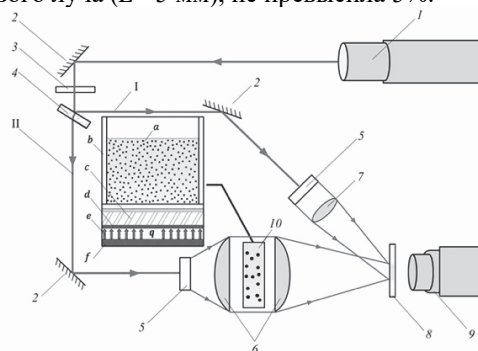


Рис. 1. – Схема установки: 1 – гелий-неоновый лазер, 2 – отражающие зеркала, 3 – ослабитель, 4 – полупрозрачное зеркало, 5 – пространственный фильтр, 6 и 7 – линзы, 8 – фотопластинка, 9 – видеокамера, 10 – рабочий участок (а – гидрогель с оксидом графена, б – оптическая кювета, с – градиентный датчик теплового потока, d – слой электроизоляции, e – нагреватель, f – теплоизоляция); I – опорный луч, II – предметный луч.

С помощью реализованной методики, основанной на измерении показателя преломления от температуры [8] получены характерные значения разностей температур для желатинового и агарозного геля (с оксидом графена 0,1% масс.), которые составили $\Delta T = 1^\circ\text{C}$ и 2.5°C , соответственно.

2. ИЗМЕРЕНИЕ ПОЛЕЙ ТЕМПЕРАТУР

На основе скоростной видеосъемки нестационарного прогрева гидрогелей с добавлением оксида графена (0,1 % масс.) были получены интерференционные картины исследуемого процесса. В качестве примера на рис. 2 представлены характерные видеок кадры для двух различных образцов гидрогелей с оксидом графена 0,1%. На рис. 2 (а,б) представлены видеок кадры измерения полей температур спустя 20 с. и рис. 2 (в,г) – 25 с. от начала нагрева. Здесь же приведена шкала с восстановленными значениями полей температур для агарозного и желатинового гелей с добавлением оксида графена.

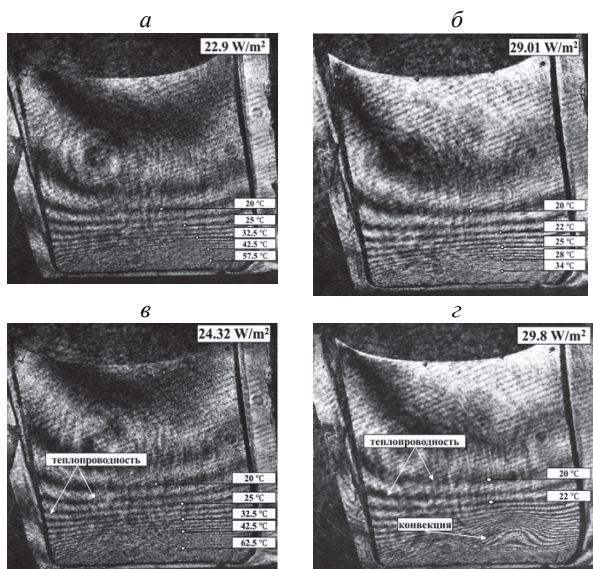


Рис. 2. Видеокadres полей температур для различных образцов гидрогелей в одинаковый момент времени $\tau = 20$ с от начала нагрева (а,б), $\tau = 25$ с (в,г) при $N = 1.5$ W: а – агарозный гель 0,4% масс.+ ОГО,0,1% масс., б – желатиновый гель 4,0% масс.+ОГО,0,1% масс., в – агарозный гель 0,4% масс.+ ОГО,0,1% масс., г – желатиновый гель 4,0% масс.+ОГО,0,1% масс.

Представленные на рис.2 (а,б) изотермы, параллельные поверхности нагрева, характеризуют режим классической нестационарной теплопроводности. Как видно из рис. 2 (в,г), в случае желатинового геля (рис. 3 (г)) на характерном времени 25 с происходит фазовый переход, реализуется конвективное течение, в то время как в агарозном геле (рис. 2(в)) наблюдается режим нестационарной теплопроводности.

3. ВЛИЯНИЕ КОНЦЕНТРАЦИИ ОКСИДА ГРАФЕНА В ГЕЛЯХ НА ВРЕМЯ ВОЗНИКНОВЕНИЯ КОНВЕКЦИИ

На рис. 3 приведены результаты зависимости времени возникновения конвективных течений в гелях от концентрации оксида графена при характерной мощности тепловыделения 3.5 W. Из данного рисунка видно, что добавка оксида графена даже в очень небольшой концентрации приводит к существенному изменению теплофизических свойств, а следовательно и времени возникновения конвекции.

Оксид графена, присутствующий даже в столь незначительных концентрациях оказывает существенное влияние на теплофизические свойства гелевых систем.

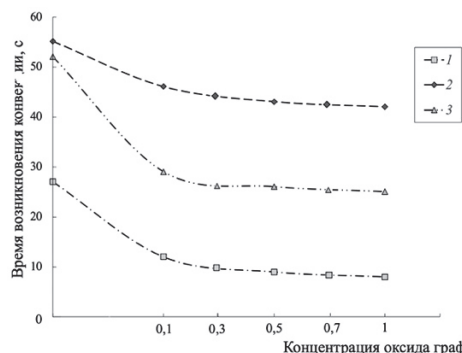


Рис. 3. Зависимость времени возникновения конвективных течений в гидрогелях от концентрации оксида графена при мощности тепловыделения 3.5 W: 1 – желатиновый гель 4,0% масс. 2 – агарозный гель 0,4% масс. 3 – смесевой гель из агарозы 0,1% и желатина 4,0% масс.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Получены новые данные восстановленных полей температур в гелевых материалах, модифицированных оксидом графена. Таким образом оксид графена, присутствующий даже в столь незначительных концентрациях оказывает существенное влияние на теплофизические свойства гидрогелевых материалов и может быть использован в качестве модифицирующего компонента в технологиях 3D-биопечати.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Kumar, V.; Kaur, H.; Kumari, A.; Hooda, G.; Garg, V.; Dureja, H.; Drug delivery and testing via 3D printing. *Bioprinting* 2023, 36, 00298.
2. B. Itapu, A. H. Jayatissa, A review in graphene/polymer composites, *Chem. Sci. Int. J.* 23 (2018) 1-16.
3. V. Palmieri, M. D. Spirito, M. Papi. Graphene-based scaffolds for tissue engineering and photothermal therapy, *Nanomed. (Lond)*. 15 (2020) 1411-1417. doi: 10.2217/nmm-2020-0050.
4. A. Ibrahim, A. Klopocinska, K. Horvat, Z. A. Hamid, Graphene-Based Nanocomposites: Synthesis, Mechanical Properties, and Characterizations, *Polymers (Basel)* 17(2021) 2869.
5. R. Haney, P. Tran, E. B. Trigg, H. Koerner, T. Dickens, S. Ramakrishnan. Printability and performance of 3D conductive graphite structures. *Additive Manufacturing* 2021, 37, 101618.
6. R. Patil, P. Bahadur, S. Tiwari. Dispersed graphene materials of biomedical interest and their toxicological consequences. *Advances in colloid and interface science* 2020, 275, 102051.
7. Н. С. Захаров, Б. Г. Покусаев, А. В. Вязьмин, Д. А. Некрасов, О. А. Сулягина, А. А. Мошин. Исследование процессов теплопереноса в гидрогелях методами голографической интерферометрии и градиентной теплотрии // Письма в Журнал технической физики. 2022. Т.48, №9. С.10-14.
8. B. Pokusaev, N. Zakharov, A. Vyazmin, D. Nekrasov, E. Volkova, A. Moshin. Study of hydrogel materials thermophysical properties // *Thermal Science*. 2023. V. 27, №. 5 Part A. P. 3701-3708.

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ФОРМИРОВАНИЯ ГРАФЕНОВЫХ И ГРАФЕНОСОДЕРЖАЩИХ ПЛЕНОК

ВВЕДЕНИЕ

Модернизация электронных изделий связана с повышением мощности систем, что, в свою очередь, увеличивает тепловыделение от электронных компонентов — это может привести к снижению эффективности устройства ввиду нагрева электронных соединений и увеличению вероятности отказа. Применение графеновых покрытий и пленок (теплопроводность которых в четыре раза выше, чем у меди) является перспективным в системах отвода тепла [1].

1. МЕТОДИКИ ПОЛУЧЕНИЯ ГРАФЕНОВЫХ И ГРАФЕНОСОДЕРЖАЩИХ ПЛЕНОК

В рамках настоящей работы были разработаны две методики получения графеновых и графеносодержащих пленок, основанные на электрохимических процессах. Обе методики базируются на известных способах получения тонкопленочных структур [2], [3], однако они были модернизированы с учетом особенностей участвующих материалов.

1.1. Электрохимическое вспенивание

Первая методика основана на активном выделении водорода с поверхности нерастворимого катода при электрохимическом процессе и последующем «вспенивании» графена, находящегося на поверхности раствора.

В качестве электролита использовался раствор пищевой соды в дистиллированной воде. В полученный раствор были добавлены частицы графена с последующим перемешиванием. Емкость с полученным раствором выдерживалась в течении 10 минут в ультразвуковой ванне для более равномерного распределения частиц графена в растворе электролита.

Электроды представляли из себя две пластины из нержавеющей стали, которые были предварительно обработаны путем шлифования наждачной бумагой и обработанные изопропиловым спиртом. Через провода с зажимами электроды подключались к источнику постоянного тока и помещались в описанный ранее раствор электролита. Помимо этого, использовалась магнитная мешалка для предотвращения осаждения частиц графена на дно емкости с раствором.

В результате прохождение через раствор постоянного тока (с параметрами $I = 0.17$ А, $U = 30.8$ В) происходило активное выделение водорода на катоде в виде пузырьков газа. Пузырьки «вспенивали» графен, находящийся на поверхности раствора.

Образующаяся пена извлекалась при помощи подложки и помещалась на ней в сушильный шкаф,

в котором выдерживалась при температуре 100 °С в течении 10 минут. После сушки пластина с высохшей пеной помещалась под пресс, предварительно нагретый до температуры 320 °С. Полученная пленка отделялась от металлической пластины при помощи пинцета. Ниже представлена фотография поверхности пленки при 100х увеличении (рис. 1).

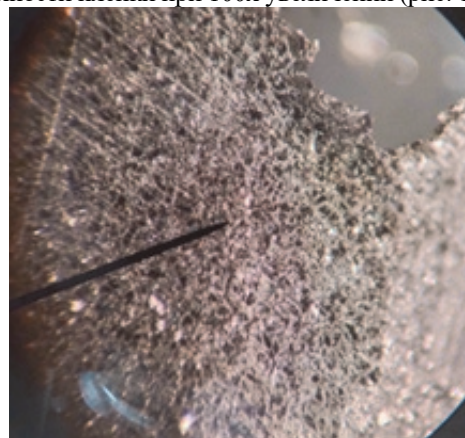


Рис. 1. Морфология поверхности осажденной вспененной графеновой пленки (100х увеличение)

1.2. Электрохимическое меднение

Вторая методика основана на взаимодействии частиц графена (находящихся на поверхности раствора) с электролитом и электродами в электрохимическом процессе меднения и последующем образовании медно-графеновых пленок.

В качестве рабочей жидкости в этой методике использовался электролит для меднения, представляющий собой раствор сульфата меди и серной кислоты в деионизованной воде. В полученный раствор были добавлены частицы графена с последующим перемешиванием при помощи магнитной мешалки. Также при проведении процесса получения пленок магнитная мешалка способствовала более равномерному распределению частиц графена на поверхности раствора.

Все электроды выполнены из меди. Катод представляет из себя медную пластинку. Анод — «рамка», сплетенная из медной проволоки и состоящая из четырёх сегментов, площадь каждого сегмента одинакова. Также использовался дополнительный анод, представляющий из себя медную пластинку. После предварительного декапирования в сильно разбавленной соляной кислоте электроды помещались в электролит. Катод погружался в объем раствора и находился в горизонтальном положении. Анод-рамка располагался на поверхности электролита также в горизонтальном положении, анод-пластина погружался в электролит вертикально.

Вскоре после подачи электрического тока на электроды (с параметрами $I = 2.2 \text{ A}$, $U = 2.5 \text{ V}$) графен, находящийся на поверхности жидкости, начинает «уплотняться» вокруг медной рамки. Это связано с тем, что частицы графена на поверхности раствора также принимали участие в электрохимическом процессе и покрывались осаждаемой медью. В результате этого процесса на поверхности электролита образовывалась пленка из частиц графена, «соединенных» между собой медью (рис.2).



Рис. 2. Фотография процесса «уплотнения» частиц графена на поверхности раствора

Образовавшаяся пленка извлекалась пинцетом и помещалась на фильтровальную бумагу для дальнейшего высыхания при комнатной температуре. Было замечено, что при помещении пленки на гладкую поверхность (стеклянная подложка), полученная пленка проявляла адгезивные свойства, в результате чего прилипала к поверхности подложки.

При помощи оптического микроскопа были получены изображения поверхности полученных пленок при 100x увеличении (рис. 3).



Рис. 3. Морфология поверхности полученной медно-графеновой пленки (100x увеличение)

Также произведен визуальный анализ пленки при помощи сканирующего электронного микроскопа (рис.4).

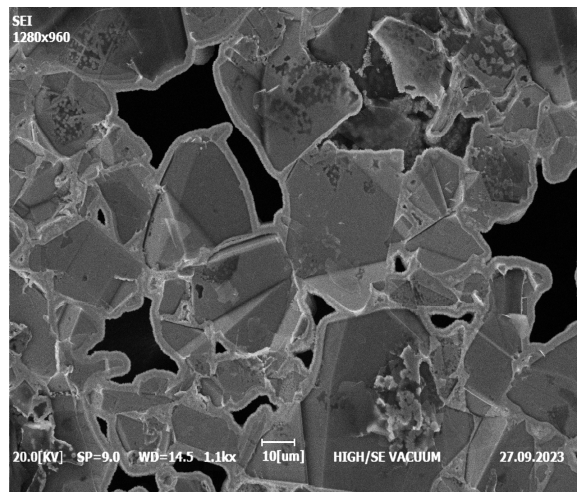


Рис. 4. Изображение поверхности медно-графеновой пленки, полученное при помощи сканирующего электронного микроскопа.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате проведённой работы были разработаны две методики формирования графеновых покрытий. Был произведен визуальный анализ поверхности пленок, в результате которого были обнаружены заметные различия в морфологии полученных пленок.

Также было измерено электрическое сопротивление полученных структур: в случае электрохимического меднения этот параметр составил 0.03 Ом, что достаточно близко к значениям, соответствующим меди. Для пленок, полученных в результате вспенивания, значения сопротивления оказались значительно выше – 30 Ом. Предположительно, это связано с более высокой пористостью получаемого продукта. В сравнении с показателями электрического сопротивления для графена значения сопротивления оказались сильно больше, поскольку, как видно из рис. 4, получаемые пленки обладают слоистой структурой, сформированной из графеновых хлопьев.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФ (грант 23-19-00840)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Pei Huang, Yao Li.** Graphene film for thermal management: A review // *Nano Materials Science* 3(8). 2020.
2. **Jiao Li, Ping Zhang, Hong He, Bo Shi.** Enhanced the thermal conductivity of flexible copper foil by introducing graphene // *Materials and Design*. 2019.
3. **Giannakopoulou T., Todorova N., Erotokritaki A.** Electrochemically deposited graphene oxide thin film supercapacitors: Comparing liquid and solid electrolytes // *Applied Surface Science*. 2020.

РАСЧЕТ КОЭФФИЦИЕНТА ПОГЛОЩЕНИЯ ЭЛЕГАЗА В ДИАПАЗОНЕ ТЕМПЕРАТУР 300-30000 К И ДАВЛЕНИЙ 1-30 АТМ

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время потребление и производство электроэнергии распределено неравномерно по территории РФ. Необходимость передачи энергии на большие расстояния приводит к росту номинального напряжения в высоковольтных сетях. В связи с переходом АЭС и ГЭС на генераторы большей мощности имеет место рост токов короткого замыкания, в частности номинальные токи отключения превысили 200кА.

В результате роста номинальных параметров сети высоковольтное оборудование нуждается в модернизации или замене на новые образцы. В настоящее время для коммутации сетей в высоковольтной энергетике на класс напряжений сверхвысокий и выше используются газовые высоковольтные выключатели. Синтетические схемы, используемые на стендах при проведении испытаний, позволяют оценить влияние скорости подхода тока к нулю, но не процессы, протекающие в оборудовании в амплитуде тока. В то же время процессы, протекающие в амплитуде тока оказывают существенное влияние на процесс восстановления прочности. К таким процессам можно отнести, например, тепловой кризис течения, характерный для отключения больших токов, изменение геометрии сопла при коммутации номинальных токов отключения, рост температуры дугогасящего потока в сильноточной фазе. В настоящее время первоочередным способом исследования процессов, протекающих в дугогасительных устройствах газовых высоковольтных выключателей, является численное моделирование. Для проведения численного эксперимента необходимо знать свойства дугогасящей среды.

В амплитуде тока основным способом переноса энергии является излучение, моделирование которого сталкивается с рядом сложностей [1-5], к которым можно отнести определение коэффициентов, необходимых для описания излучения, в первую очередь коэффициента поглощения. Величина коэффициента поглощения зависит от множества факторов. К основным можно отнести температуру и давление среды при различных радиусах столба дуги, напрямую зависящих от величины тока отключения. В высоковольтной электроэнергетике в качестве изоляционной и дугогасящей среды широко используется шестифтористая сера (элегаз) [6].

В настоящей работе представлены результаты расчетов коэффициента поглощения для элегаза в диапазоне температур от 300 до 30000К и давлений от 1 до 40 атм для различных радиусов дуги отключения в диапазоне от 1 до 40 мм.

1. МЕТОДИКА РАСЧЕТОВ

Подробная методика расчета среднего значения коэффициента поглощения k [1/м] в предположении оптически плотной среды в равновесном состоянии описана в [7-8]. Расчеты проводятся при использовании базы FluidWorkbench v3.1. В работе проводится расчет термодинамического состава плазмы на основе элегаза и взаимодействие 40 компонентов атомов, молекул, ионов SF_6 и электрона в диапазоне от 300 до 30000 К и от 1 до 30 атм. На основе полученных данных фиксируется коэффициент изотермического чистого излучения для длин волн от 100 нм до 900 нм и рассчитывается средний коэффициент поглощения.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ И ОБСУЖДЕНИЕ

Результаты расчётов приведены на графиках на рисунках 1-3.

Из данных, приведенных на рис. 1, видно, что максимальные величины при изменении радиуса дуги с 1 до 40 мм изменяются на 2 порядка. При этом зависимость коэффициента поглощения от давления очень слаба для радиуса в 1мм, поскольку при изменении давления от 1 до 30 атм разница между кривыми не превышает 1,5% при всех температурах более 2000К. Для радиуса дуги 40мм коэффициент поглощения при увеличении давления растет в диапазоне температур от 10 до 25кК, разница между значениями для давления в 1атм и 30атм не превышает 30%. Характерно, что несмотря на то, что при разных радиусах дуги зависимость коэффициента поглощения от давления различна по величине, наибольшие отличия между значениями для коэффициента при одном и том же радиусе соответствуют температурам порядка 18-20кК, что обусловлено составом плазмы.

При детальном рассмотрении пиков коэффициента поглощения в диапазоне температур 500-1000 К (рис. 2) существенная разница между кривыми наблюдается только в узком диапазоне температур, где коэффициент поглощения имеет максимальные значения. Для элегаза при $T_{изл.} = 1000К$ величина коэффициента поглощения составляет 23970 1/м для дуги радиусом 1мм, и 599 1/м - для дуги радиусом 40мм. Из приведенных на рис.2 данных видно, что температура, начиная с которой коэффициент поглощения имеет отличное от нулевого значение, $T_{изл.}$ слабо изменяется с давлением. Так, при радиусе в 1мм $T_{изл.} = 700К$, при 30атм – 800К.

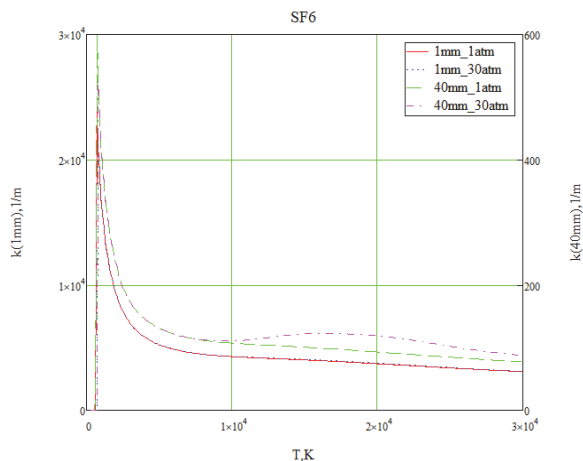


Рис. 1. Зависимость коэффициента поглощения от температуры для дуг радиусом 1мм (левая ось ординат) и 40мм (правая ось ординат).

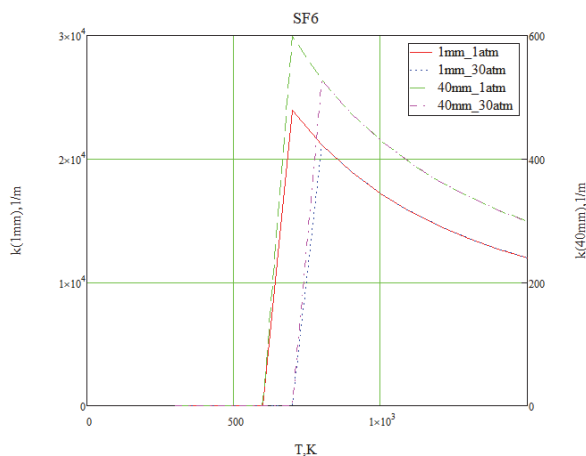


Рис. 2. Зависимость коэффициента поглощения от температуры для дуг радиусом 1мм (левая ось ординат) и 40мм (правая ось ординат) в диапазоне температур менее 2кК.

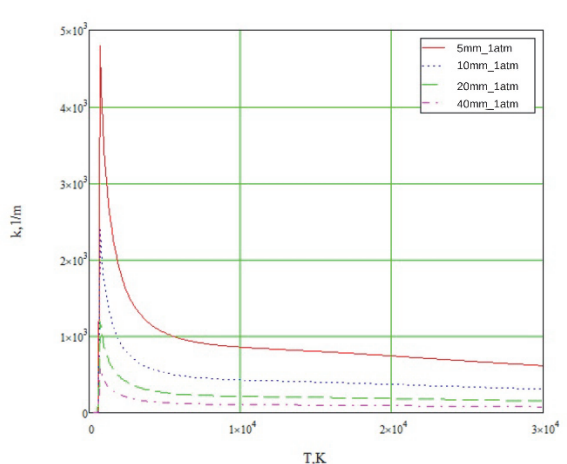


Рис. 3. Зависимость коэффициента поглощения от температуры для дуг радиусом 5, 10, 20, 40 мм при давлении 1атм.

Зависимости коэффициента поглощения от температуры при давлении в 1 атм и при различных радиусах дуги приведены на рис.3. Разница между кривыми в диапазоне изменения давлений от 1 атм до 30 атм максимальна при температурах порядка 18-20кК и находится в пределах от 2 до 25% в зависимости от радиуса дуги: чем больше радиус дуги, тем сильнее зависимость от давления в диапазоне от 10 до 25кК.

На рис.3 видно, что $T_{изл}$ слабо зависит от радиуса дуги и составляет 700-800 К, как показано выше. Максимальное значение коэффициента поглощения уменьшается по мере роста радиуса дуги от 5 до 40 мм, при этом зависимость от радиуса нелинейна.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе представлены значения коэффициента поглощения элегаза – основной дугогасительной и изоляционной среды в высоковольтных газонаполненных выключателях. Представленные данные могут быть использованы при проведении численных экспериментов с использованием уравнения переноса излучения для изучения процессов, протекающих в дугогасительных устройствах газовых высоковольтных выключателей.

Исследование выполнено при финансовой поддержке (финансовом обеспечении) в рамках темы исследований по госзаданию FSEG-2023-0012.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Бай Ши-и** Динамика излучающего газа. М.: Мир, 1968. 323с.
2. **Зельдович Я. Б., Райзер Ю. П.** Физика ударных волн и высокотемпературных гидродинамических явлений М.: Наука, 1966. 686с.
3. **Низкотемпературная плазма.** Т.1 Теория столба электрической дуги / под ред. Энгельшт В. С. Новосибирск: Наука, 1990. 376с.
4. **Aubrecht V., Gross B.** Net emission coefficient of radiation in SF₆ arc plasmas // J. Phys. D: Appl. Phys. 1994. v.27. p.95–100
5. **Gleizes A., Rahmani B, Gonzalez J. J., Liani B** Calculation of net emission coefficient in N₂, SF₆ and SF₆ – N₂ arc plasmas // J. Phys. D: Appl. Phys. 1991. v.24. p.1300–1309
6. **Zhang H. et al.,** Application of arc breaking simulation in development of extra high voltage SF₆ circuit breaker, The 16th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2020), 2020, pp. 842-845, doi: 10.1049/icp.2020.0405
7. **Siegel R., Howell J.R.** Thermal Radiation Heat Transfer. 1992. Hemisphere Publishing Corp.
8. **Howell J.R., Siegel R, Menguc M. P.** Thermal Radiation Heat Transfer. CRC Press (2010), 5-th edition

¹ Научно-исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

² Военный институт (инженерно-технический) Военной академии
материально-технического обеспечения, г. Санкт –Петербург,
191123 г. Санкт-Петербург, ул. Захарьевская, 22

³ Университет ИТМО,
197101, г. Санкт –Петербург, Кронверкский проспект, 49

АНАЛИЗ НЕКОТОРЫХ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ КОМПЛЕКСОВ И ДАННЫХ О ПЛОТНОСТИ НА ЛИНИИ НАСЫЩЕНИЯ В ОКРЕСТНОСТИ КРИТИЧЕСКОЙ ТОЧКИ SF₆

ВВЕДЕНИЕ

В данном докладе рассматриваем некоторые объекты. Среди них имеются, во-первых, термодинамические комплексы, которые содержат свойства (плотность жидкости (ρ_l), плотность газа (ρ_g) и др.) на линии насыщения вещества и представляют собой: параметр порядка (f_s), средний диаметр (f_d), комплекс $ur = f_d/f_s$ и др. Во-вторых, некоторые уравнения, включая функции $\rho_l(T)$, $\rho_g(T)$ и $h(\tau)$, которые ориентированы на теплофизические (ТФ) расчеты в окрестности критической точки (КТ) SF₆, здесь $\tau = (T - T_c)/T_c$ – относительная температура, T – температура вещества на бинадали, T_c – температура в КТ, h – некоторая высота, на которой размещен мениск в цилиндрической ячейке [1].

Одна из задач нашей работы, а именно задача *A* состоит в том, чтобы исследовать функцию h/R в заданном интервале температур, здесь R – радиус упомянутой ячейки. Последняя используется в установке [1], расположена горизонтально и имеет размеры (диаметр $d = (10.606 \pm 0.005)$ мм, эффективный объем $V = 221.7$ мм³). В опыте внутри нее имеется двухфазный образец SF₆. Упомянутый мениск разделяет газовую и жидкую фазы образца. В торцах цилиндра размещены: а) прозрачные окна, б) оптическая система, с помощью которой оператор делает фотоснимок. Это фото имеет высокое разрешение, благодаря которому можно, во-первых, хорошо рассмотреть мениск. Во-вторых, оператор измеряет значение h с помощью пикселей на данном фото в интервале ($3 \cdot 10^{-6} < \tau < 0.03$) с высокой точностью.

В этой работе полученные опытные (h, τ) данные и представлена функция $(h/R)(\tau)$ в виде:

$$h/R = y = (\pi/4) (-ur + 0.002/f_s) (1+x), \quad (1)$$

где x – поправка на балластный объем ячейки, 0.002 – параметр, обусловленный массой образца.

Включенные в (1) комплексы ($f_d = (\rho_l + \rho_g)/(2\rho_c) - 1$, $f_s = (\rho_l - \rho_g)/(2\rho_c)$) отвечают масштабной теории критических явлений и существенно зависят от плотностей (ρ_l, ρ_g, ρ_c). Цель нашего исследования заключается в том, чтобы получить, во-первых, оценку погрешности (ρ_l, ρ_g, T) данных для SF₆ в диапазоне ($3 \cdot 10^{-6} < \tau < 10^{-2}$); в этом расчете намече-

но использовать функцию $y(\tau)$ (1) и опытные (h, T) данные. Во-вторых, намечено изучить функции ($f_s(\tau), f_d(\tau)$ и др.) и численно оценить некоторые термодинамические комплексы (ur, Z и др.) в окрестности КТ SF₆. В соответствии с указанной целью авторами рассматривается задача *A*, а также задачи *B* и *C* (см. ниже).

1. НЕКОТОРЫЕ ВАРИАНТЫ ФУНКЦИИ $h(\tau)$

В рамках задачи *A* привлекаем модели ($f_s(\tau), f_d(\tau)$), которые представлены в ряде работ, и осуществляем теплофизический (ТФ) расчет 1, нацеленный на определение заданных теплофизических характеристик, в том числе определяем (h, τ) данные на основе (1). ТФ расчет 1 включает несколько этапов.

1. Используем некоторые варианты моделей ($f_s(\tau), f_d(\tau)$), в том числе результаты [2]:

$$f_s = B_{s0} \tau^\beta + B_{s1} \tau^{\beta+\Delta} + B_{s2} \tau^{\beta+2\Delta} + B_{s3} \tau^2 + B_{s4} \tau^3, \quad (2)$$

$$f_d = B_{d0} \tau^{2\beta} + B_{d1} \tau^{1-\alpha} + B_{d2} \tau^{1-\alpha+\Delta} + B_{d3} \tau^2 + B_{d4} \tau^3, \quad (3)$$

где $D = (\alpha, \beta, B_{s0}, B_{d0})$ – критические характеристики, $C = (B_{si}, B_{di}, i=1 \dots 4)$ – регулируемые коэффициенты.

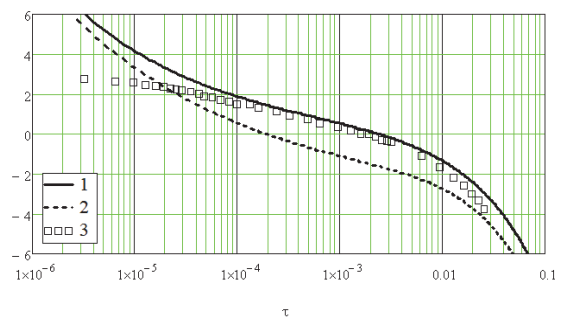


Рис. 1. Функция $y(\tau)$ и ее опытные значения: 1 – значения y на 10^2 , полученные с помощью уравнений (1), (2), (3); 2 – значения y на 10^2 , полученные на основе моделей ($f_s(\tau), f_d(\tau)$) [1], 3 – экспериментальные значения y на 10^2 [1].

Характеристики D и коэффициенты C этих моделей определены в [2] на основе статистической обработки исходного массива (ИМ), который составлен:

а) из опытных (ρ_l, ρ_g, T) значений [3], относя-

щихся к интервалу ($2 \cdot 10^{-4} < \tau < 0.3$),

б) из (ρ_l, ρ_g, T) значений, которые получены по некоторой методике, рассмотренной в [3], с использованием (h_{exp}, T) данных [1].

2. С помощью указанных моделей ($f_s(\tau), f_d(\tau)$) получаем два варианта (y, τ) данных, показанных на рис. 1 в интервале ($3 \cdot 10^{-6} < \tau < 0.03$).

Из анализа численных данных, полученных в ТФ расчете 1, делаем ряд выводов, в том числе следующие:

а) расчетные (y, τ) значения, найденные с помощью уравнений (1), (2), (3), удовлетворительно согласуются с опытными (y, τ) данными лишь в интервале ($3 \cdot 10^{-5} < \tau < 0.03$); при меньших τ интервале ($3 \cdot 10^{-6} < \tau < 3 \cdot 10^{-5}$) функция $y(\tau)$ существенно увеличивается по отношению к опытным точкам и достигает $y = 6 \cdot 10^{-2}$.

б) в интервале ($0 < \tau < 2 \cdot 10^{-4}$) отсутствуют прямые измерения плотности, в связи с чем называем этот интервал как область экстраполяции, $\Delta\tau_{extr}$; указанный фактор «отсутствие опытных (ρ_l, ρ_g, T) данных» снижает надежность уравнений (2), (3), поскольку характеристики D и коэффициенты C этих моделей должны рассчитываться путем статистической обработки экспериментальных точек.

2. СРАВНИТЕЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ (ρ_l, ρ_g, T) ДАННЫХ И ОЦЕНКА НЕКОТОРЫХ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ КОМПЛЕКСОВ В ОБЛАСТИ ЭКСТРАПОЛЯЦИИ

Задача B посвящена оценке факторов, которые существенно влияют на функцию $y(\tau)$ (в области, $\Delta\tau_{extr}$; так, в рамках этой задачи исследуем влияние погрешности, которая характеризует известные значения (ρ_l, ρ_g, T) точек вблизи КТ. Следуя задаче B , совершаем ТФ расчет 2, который содержит не-сколько этапов.

1. Привлекаем формулы для вычисления плотностей:

$$(\rho_l = (f_d + f_s + 1) \rho_c, \quad \rho_g = (f_d - f_s + 1) \rho_c). \quad (4)$$

С помощью моделей (2), (3) (4) определяем (ρ_l, ρ_g, T) значения в интервале ($1.5 \cdot 10^{-8} < \tau < 0.3$) и далее:

а) вычисляем локальные отклонения, $\delta\rho = 100(\rho - \rho_{(4)})/\rho$, %, здесь $\rho_{(4)}$ – плотности (ρ_l, ρ_g), которые рассчитываем на основе уравнений (2), (3), (4), ρ – плотность, относящаяся к массиву ИМ;

б) находим СКО (S_g, S_l) исходных (ρ_l, ρ_g, T) данных в виде $S_g = 0.21\%$ и $S_l = 0.04\%$.

2. Получаем аналогичные оценки ($\delta\rho, S_g, S_l$) применительно к (ρ_l, ρ_g, T) данным, рассчитанным на этапе 2 с помощью уравнения состояния [4] в интервале $6 \cdot 10^{-6} < \tau < 0.01$. Из анализа полученных данных следует, что по мере приближения к КТ значения $\delta\rho_l$ достигают 2.1 %, а значения $\delta\rho_g$ достигают - 2.3 %.

В соответствии с задачей C (исследовать комплексы (ur, Z)) в заданных граничных условиях выполняем некоторые этапы ТФ расчета 3.

1. Записываем $f_s(\tau)$ и $f_d(\tau)$ [2] применительно к $\Delta\tau_{extr}$ в виде

$$f_s = B_{s0} \tau^{\beta} + \dots, \quad f_d = B_{d0} \tau^{2\beta} + \dots, \quad \Delta\rho_{lg} = (\rho_{lg} - \rho_c)/\rho_c = f_d \pm f_s. \quad (2)$$

2. Представляем комплекс Z_{lg} в форме

$$Z_{lg} = \Delta\rho_{lg}/f_s = 1 \pm ur = 1 \pm ur_{bas} + \dots, \quad (3)$$

где $ur_{bas} = (B_{d0}/B_{s0})\tau^{\beta}$, Z_{lg} -симметричная функция.

3. Вводим комплексы $Z_{lg, exp}$ в форме

$$Z_{g, exp} = |\Delta\rho_{g, exp}|/f_s(\tau), \quad Z_{l, exp} = \Delta\rho_{l, exp}/f_s(\tau). \quad (4)$$

4. Проводим с помощью уравнений (1), (2), (3) и массива ИМ вычисления, которые дают информацию ((Z_g, ur_{bas}) данные, (Z_g, exp, ur_{bas}) данные, (Z_l, ur_{bas}) данные, (Z_l, exp, ur_{bas}) данные) в широком интервале температур.

5. На основе анализа указанных результатов предлагаем формулы, которые удовлетворительно аппроксимирует ($Z_{lg, exp}, ur_{bas}$) точки и имеет вид

$$Z_{l, mid} = 1 + ur_{bas} + x_1 ur_{bas}^3, \quad Z_{g, mid} = 1 - ur_{bas} - x_1 ur_{bas}^3, \quad (5)$$

где $ur_{bas} = x_2 \tau^{\beta}$.

Расчеты показывают, что на основе моделей (5) можно вычислять плотности (ρ_g, ρ_l) в интервале ($1 \cdot 10^{-6} < \tau < 0.1$) с удовлетворительной точностью по следующим формулам:

$$\rho_g = \rho_c - Z_{g, mid} f_s(\tau) \rho_c, \quad \rho_l = \rho_c - Z_{l, mid} f_s(\tau) \rho_c. \quad (6)$$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполненное исследование позволяет сделать ряд выводов, в том числе:

1) относительная высота $y(\Delta T)$, найденная на основе уравнений (1), (2), (3), удовлетворительно аппроксимирует опытные ($y, \Delta T$) данные в интервале ($0.02 < \Delta T < 10$) К; по мере приближения к КТ функция $y(\Delta T)$ существенно отклоняется от опытных данных;

2) комплексы $Z_l(ur_{bas})$ и $Z_g(ur_{bas})$ являются удобными для представления бинодали при ($0 < \tau < 0.3$); так, жидкостная и газовая ветви бинодали являются симметричными между собой относительно линии, $Z_{lg}(ur_{bas}) = 1$; эти комплексы переходят в простую линейную форму ($Z_{g, bas} = 1 - ur_{bas}$, $Z_{l, bas} = 1 + ur_{bas}$) в области экстраполяции.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Garrabos Y.** et al. Liquid-vapor rectilinear diameter revisited // Phys. Rev. E. 2018. V. 97. P. 020101(R).
2. **Устюжанин Е.Е.** и соавт. Некоторые термодинамические свойства SF₆ на бинодали в окрестности критической точки // Теплофизика и аэромеханика. 2023. Т. 30, № 3. С. 591-608.
3. **Funke M.** et al. Measurement and correlation of the (p, ρ, T) relation of sulphur hexafluoride (SF₆). // J. Chem. Thermodyn. 2001. V. 34. P. 735-754.
4. **Guder C., Wagner W.** A Reference Equation of State for the Thermodynamic Properties of Sulfur Hexafluoride (SF₆) for Temperatures from the Melting Line to 625 K and Pressures up to 150 MPa. J. Phys. Chem. Ref. Data, 38(1), 2009, P. 33-94

Р.В. Бударагин, Л.А. Волков, М.А. Дудина, Ю.И. Миличаева,
А.А. Сазанова, А.Д. Серов, В.А. Сырова, П.А. Токарева

Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева
Нижний Новгород, Россия, 603155

РАЗРАБОТКА СВЧ-ВАТТМЕТРА НА ОСНОВЕ КАЛОРИМЕТРИЧЕСКОГО МЕТОДА

ВВЕДЕНИЕ

СВЧ-ваттметры - это приборы для измерения мощности в достаточно широком диапазоне частот. Эти устройства находят применение как в гражданских, так и военных технических комплексах: при разработке и настройке радио- и телекоммуникационного оборудования и определения его характеристик. В частности, СВЧ-ваттметры используются на всех этапах разработки, калибровки и производства СВЧ-генераторов и усилителей мощности. Поиск отечественного прибора, способного измерять СВЧ-мощность до нескольких сотен ватт и работать в широком диапазоне частот от 0 до 1200 МГц, представляет серьезную проблему. Такое оборудование на данный момент в России отсутствует, аналоги зарубежных приборов подобного типа из-за сложившейся геополитической обстановки и ограничений на импорт не поставляются. Кроме того, важной составляющей является портативность устройства. Существует актуальная потребность в разработке прибора, который бы удовлетворял всем указанным требованиям и современным представлениям об измерительной технике.

1. ЦЕЛИ

Разработать и сконструировать портативный СВЧ-ваттметр, который измеряет мощность до 250 Ватт, в диапазоне частот до 1.2 ГГц и удовлетворяет требованиям по экономичности, экологичности и легко встраивается в современные автоматизированные системы измерения и управления. Для достижения этой цели разработана принципиальная схема прибора, система охлаждения, подобрана аппаратная часть, написано программное обеспечение и реализована система отображения и записи измеряемых данных. В дальнейшем, на основе прототипа определены зависимости времени установления показаний прибора и точность измерения показателей мощности от температуры $P(t)$.

2. МЕТОДЫ И МАТЕРИАЛЫ

Принцип действия ваттметра основан на калориметрическом методе измерения, который заключается в определении изменений температур (сопротивлений) элементов, в которых рассеивается СВЧ-энергия. В качестве такого элемента был использован резистивный поглотитель на теплоотводе ПРТ1-250, преобразующий электромагнитную энергию в тепловую. Количество выделяемого тепла определяется разностью температур между окружающей средой и теплоотводом поглотителя.

Эффективность преобразования зависит от электродинамических свойств СВЧ-поглотителя: коэффициент стоячей волны по напряжению (КСВН) поглотителя не превышает 1.25 в рассматриваемом диапазоне частот.

Принципиальная схема разрабатываемого СВЧ-прибора показана на рис. 1, чертеж – на рис. 2., распределение КСВН на рис. 3.

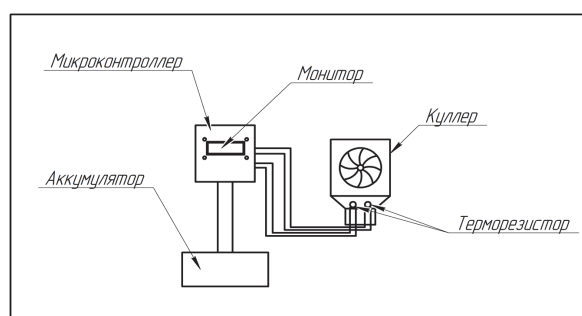


Рис. 1. Принципиальная схема СВЧ-ваттметра

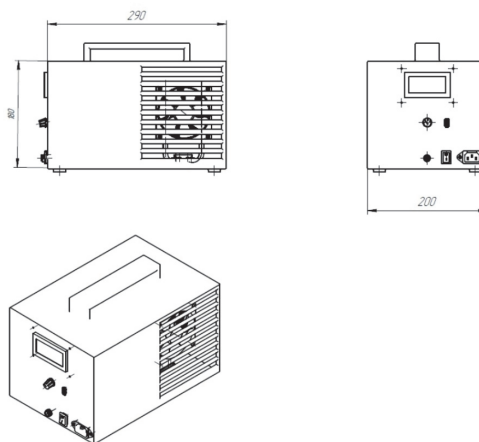


Рис. 2. Чертеж

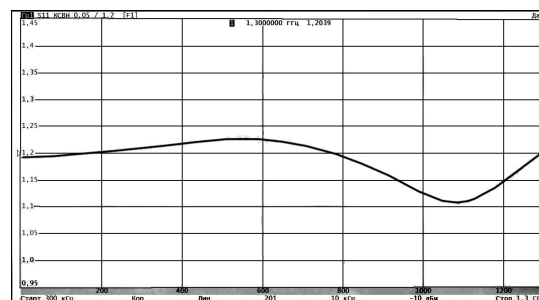


Рис. 3. Распределение КСВН

Корпус прибора изготовлен из нержавеющей стали толщиной 2 - 4 мм. На верхней части корпуса имеется ручка. На лицевой панели установлен

экран, на который выводятся данные. Также присутствует потенциометр для выбора диапазона измерений, порт для зарядки, порт подключения к ЭВМ и кнопка включения прибора.

Для определения температуры используются термисторы NTC 10000, подключенные к микроконтроллеру, который осуществляет обработку, передачу и хранение информации. В качестве охлаждения и защиты от перегрева имеется кулер с мощностью рассеяния 260 Ватт. Установлен аккумулятор для обеспечения бесперебойной работы в течении 6 часов измерения.

Для проверки работоспособности и корректности измерений была разработана программа и методика испытаний СВЧ-ваттметра, которая состоит из сборки прибора и проверки электрических цепей, электроаппаратуры, резьбовых соединений, изоляционных материалов, системы охлаждения. Произведена проверка на соответствие принципиальным схемам и на наличие дефектов.

По завершении проверок систем измерителя проведены испытания СВЧ-ваттметра на переменном токе 50 Гц. На рис. 3. представлена схема экспериментальной установки, где с помощью ЛАТРа задается входное напряжение, а с использованием показаний вольтметра и амперметра определяется значение входной электрической мощности

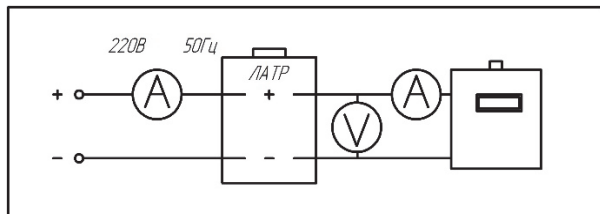


Рис. 3. Принципиальная схема экспериментальной установки для проверки измерения мощности СВЧ-ваттметра

Испытания проходили в производственном помещении ООО «НПП «ЮНИОН» г. Нижний Новгород (температура окружающего воздуха $20,5 \pm 1$ °C и влажности $47 \pm 10\%$). Начиная со значения напряжения $U = 50$ В, что соответствует уровню мощности 35 Вт, измеряли время выхода прибора в установившийся режим работы – время установления показаний мощности. Время установления при 35 Вт не более одной минуты, свыше 35 не более 3-х минут.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

Сравнение мощности, рассчитанной по температуре поглотителя, и электрической мощности, определяемой по амперметру и вольтметру, показало, что калориметрический метод измерения позволяет достаточно точно определить мощность, рассеиваемую на нагрузке. На малых уровнях мощности (до 50% от номинальной мощности) отклонение показаний вольтметра от реальных не превышает 5%. На больших уровнях (свыше 50% от номинальной мощности) отклонение показаний не превышает 7%.

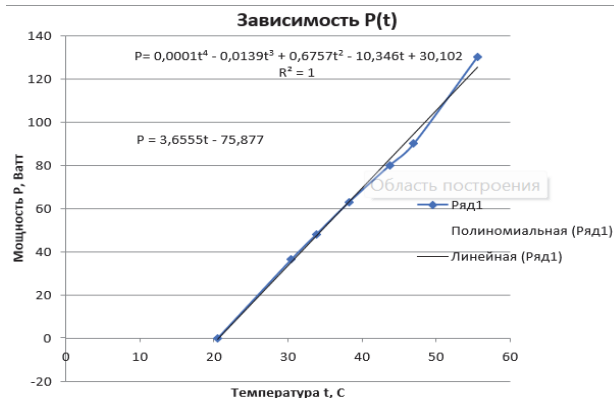


Рис. 4. Зависимость $P(t)$.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Был разработан и изготовлен портативный измеритель СВЧ мощности – СВЧ-ваттметр, его работоспособность была подтверждена экспериментально. Калориметрический метод достойным образом показал себя в измерении мощности СВЧ-излучения. В дальнейшем планируется провести меры по увеличению точности измерений до 1%. В ходе экспериментов выяснилось, что корпус опытного образца не нагревается, что, конечно, не отменяет возможности продолжать совершенствовать его конструкцию, но говорит о том, что прибор на данном этапе отвечает запросу по портативности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Измерение** мощности на СВЧ. (Серия «Радиоэлектронные измерительные приборы») М., «Сов. радио», 1976, 168 с. М.И. Билько, А.К. Томашевский, П.П. Шаров, Е. А. Баймуратов.
2. **Зацепин П. М., Малинин П. В., Зацепин Д. П.** Измеритель мощности СВЧ излучения на основе микроконтроллера // Известия АлтГУ. 2007. №1.

В.Е. Иванов³, А.Р. Лепешкин^{1,2}, Ч. Гуанхуа³

¹Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Россия, Москва, Красноказарменная, 14
²Московский авиационный институт «НИИУ»,
125993, Россия, Москва, Волоколамское шоссе, 4
³Северо-Западный Политехнический университет,
710072, КНР, г. Сиань, Западная улица дружбы, 127

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАГРЕВА ВРАЩАЮЩИХСЯ ДИСКОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПОСТОЯННЫХ МАГНИТОВ

Тепловые циклические испытания дисков и лопаток турбин газотурбинных установок (ГТУ) и газотурбинных двигателей (ГТД) и других деталей машин с воспроизведением эксплуатационных тепловых процессов и механического нагружения по разработанным методикам проводятся на разгонных и специализированных стендах с использованием индукционного нагрева. На данных стендах и установках осуществляются мероприятия по энергосбережению при испытаниях деталей турбин и машин [1-3].

Применяются различные методы нагрева: индукционный [1-4], аэродинамический, газодинамический, радиационный для реализации тепловых процессов в телах вращения для проведения разгонных и термоциклических испытаний дисков и изделий авиационных газотурбинных двигателей, турбин энергетических установок и других вращающихся деталей машин на разгонных и специализированных стендах и установках [1, 2]. Индукционный нагрев позволяет обеспечить высокие скорости нагрева и получить заданное неравномерное распределение температур по радиусу диска, соответствующего эксплуатационным условиям при испытаниях на разгонных стендах [1, 2]. Натурные эксперименты и разгонные испытания с индукционным нагревом вращающихся дисков на установках и стендах связаны с существенными материальными затратами. Кроме того, при использовании симметричных кольцевых индукторов, расположенных дискретно по радиусу вращающегося диска возникают значительные локальные перепады температур до $40\div 50$ °С и при вращении диска не возникает дополнительная тепловая энергия [1]. Для устранения указанных недостатков можно использовать и разработать энергосберегающие методы нагрева вращающихся дисков с использованием сильных постоянных магнитов [2] и сверхпроводящих индукторов [2]. При вращении диска в электромагнитном поле указанных устройств возникает тепловая энергия в нем за счет появления наводимых вихревых токов.

В настоящее время актуальна разработка и применение энергосберегающих методов нагрева. К одному из таких новых методов нагрева относится нагрев деталей с использованием сильных постоянных магнитов с улучшенными характеристиками.

При вращении детали в поле магнита в ней

наводится ЭДС и, таким образом, появляется тепловая энергия (мощность внутренних источников тепла при определенных условиях в зависимости от формы магнита). Однако, ранее нагрев вращающихся дисков с помощью постоянных магнитов, в том числе, и на разгонных стендах не рассматривался и не оценивался. Также не исследованы вопросы комбинированного нагрева вращающихся дисков с применением постоянных магнитов.

Разработка методики нагрева - получения тепловой энергии в дисках за счет вращения (выделения мощности внутренних источников тепла) в магнитном поле, созданном постоянными магнитами является актуальной задачей.

Исследования теплового состояния дисков, вращающихся в постоянном магнитном поле на начальном этапе целесообразно проводить с использованием магнитов из самарий-кобальтовых сплавов, т.к. они имеют не только значительную магнитную индукцию до 1 Тл, но и работают при повышенных температурах до 250-330 °С. Однако, следует учитывать, что они обладают хрупкостью.

ЭДС наводится при вращении диска в магнитном поле, создаваемом постоянным магнитом, в соответствии с законом электромагнитной индукции Фарадея. В результате чего возникают индуцированные токи. На небольшой частоте вращения указанная ЭДС мала. При увеличении частоты вращения увеличивается скорость изменения (пульсации) магнитного потока в диске и наведенная ЭДС становится значимой в диапазоне больших частот вращения. В результате мощность внутренних источников тепла увеличивается и повышается интенсивность нагрева вращающегося диска.

В данной работе рассмотрен новый метод нагрева дисков, вращающихся в постоянном магнитном поле, с учетом выделения мощности внутренних источников тепла на различных частотах вращения.

Исследование теплового состояния модельного диска (из нержавеющей стали), вращающегося в поле постоянных магнитов, проводилось на разгонном стенде с горизонтальной осью вращения (рис. 1). Диск был препарирован термопарами на трех радиусах. Диск и узел крепления с магнитами, установленные в вакуумной разгонной камере, показаны на рис. 2.

Между диском и магнитами установлен зазор 6 мм. Измерения температур диска осуществлялись через ртутный токосъемник с помощью компьютерной системы. На рис. 3 представлены распределения температур диска на разных частотах вращения диска на разных радиусах в зависимости от частоты вращения в процессе эксперимента. Наблюдалась максимальная температура на радиусе 100 мм, который был близко расположен к средней линии установленных магнитов.

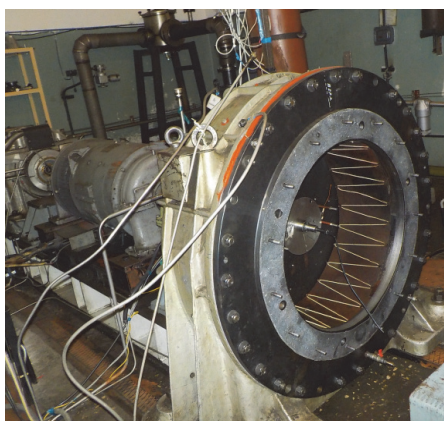


Рис. 1. Разгонный стенд с модельным диском, установленным в вакуумной камере.

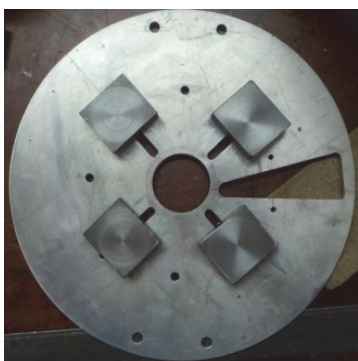


Рис. 2. Установленные магниты на крепежном алюминиевом диске.

В данных экспериментах тепловое состояние (рис. 3) модельного диска исследовалось на частотах вращения до 15000 об/мин.

На этой частоте вращения максимальная температура составила 440 °С (рис. 3). Из анализа экстраполированной зависимости 3 (рис. 3) более радиуса 100 мм следует, что на внешнем радиусе диска температура может составлять более 500 °С. На более высоких частотах вращения следует ожидать нагрев дисков до более высокой температуры.

Анализ теплового состояния вращающегося диска показывает следующее. На радиусе $R = 50$ мм находится зона минимальных температур, в которой не установлены магниты и, поэтому эта зона менее интересна. Наиболее интересна ободная часть диска, которая значительно нагревается за счет его вращения в поле постоянных магнитов, находящихся в этой части диска. Следует отметить, что на всех радиусах вращающегося диска в воз-

душной среде есть тепловые потери, обусловленные конвективным теплообменом, который зависит от частоты вращения и от радиуса. Мощность нагрева диска, вращающегося в электромагнитном поле постоянных магнитов, также зависит от частоты вращения и от радиуса. В ободной части диска с увеличением частоты вращения от 5000 об/мин до 15000 об/мин из анализа рис. 3 (кривые 1, 2 и 3) видно, что температура на радиусе $R = 100$ мм резко возрастает от 250 до 440 °С за счет увеличения мощности нагрева с учетом тепловых потерь конвективного теплообмена, которые на указанный рост температуры почти не влияют. Однако, в зоне минимальных температур, которая нагревается только за счет теплопроводности от ободной части диска, возрастающие тепловые потери от конвективного теплообмена на частоте вращения 15000 об/мин незначительно уменьшили температуру на $R = 50$ мм (кривая 3) по сравнению с кривой 2 (рис. 3), соответствующей частоте вращения 8000 об/мин. В целом из проведенного анализа следует эффективность нагрева вращающегося диска.

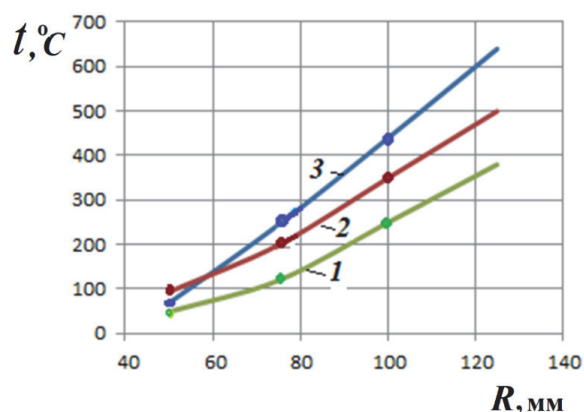


Рис. 3. Распределения температур диска на разных частотах вращения:

1 – 5000 об/мин, 2 – 8000 об/мин, 3 – 15000 об/мин.

При этом, КПД нагрева вращающегося диска с использованием сильных постоянных магнитов достигает 80-90 %, т.к. КПД электропривода стенда имеет величину 90 %.

Полученные результаты имеют важное практическое значение для расчета и моделирования теплового состояния дисков ГТД и ГТУ, работающих в авиадвигателестроении, энергетике и других отраслях машиностроения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кувалдин А.Б., Лепешкин А.Р. Скоростные режимы индукционного нагрева и термонапряжения в изделиях. Монография, М.: Инфра-М, 2019, 273 с.
2. Кувалдин А.Б., Лепешкин А.Р., Лепешкин С.А. Способ получения энергии и устройство для его реализации. Пат. 2416869 Российская Федерация, МПК H02N 11/00.; Заявитель и патентообладатель НИУ «МЭИ». № 2010117026/07; заявл. 30.04.2010; опубл. 20.04.2011, бюл. № 11.

П.В. Папырин, Д.А. Ягодников, А.О. Новиков, К.В. Федотова

МГТУ им. Н.Э. Баумана (национальный исследовательский университет),
105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1

ОРГАНИЗАЦИЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ СРЕДЫ В ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ

ВВЕДЕНИЕ

Работа некоторых перспективных технических систем, например элементов конструкции летательных аппаратов, сопряжена с воздействием высоких температур, что приводит к необходимости разработки новых термостойких конструкционных материалов, для исследования теплофизических свойств которых требуется имитировать высокотемпературное воздействие внешней среды и внутрикамерных рабочих процессов.

1. ГАЗОГЕНЕРАТОР И МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

В данной работе спроектирован газогенератор высокотемпературного потока с температурой до 2700 К и разработана методика проведения теплофизического эксперимента, позволяющая определить значение коэффициента теплопроводности теплозащитных материалов в зависимости от температуры. Высокотемпературный поток обеспечивается продуктами сгорания предварительно перемешанных газообразных кислорода и метана, подаваемых через отверстия выходного соплового блока газогенератора, представляющего собой горелку типа Бунзена. Необходимая температура потока устанавливается при поддержании требуемого соотношения между окислителем и горючим с помощью дроссельных расходомеров и газовых редукторов давления и контролируются датчиками системы измерения и регистрации. Для определения температуры на поверхности исследуемого образца используются два однолучевых инфракрасных пирометра марки «Кельвин», работающие на длинах волн 1,0 – 1,6 мкм и в диапазоне температур от 1000 до 3200 К. С целью расчёта коэффициента теплопроводности исследуемого материала применяют термопары, установленные внутри образца на различном расстоянии от рабочей поверхности.

Таким образом, можно определять градиент температуры по толщине образца и его изменение по времени, что позволяет оценить величину коэффициента теплопроводности материала. Показания первичных измерительных преобразователей передаются и записываются на систему регистрации сигналов МПС-200.

2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

Предложена математическая модель для определения коэффициента теплопроводности теплозащитных материалов со сложной структурой, позволяющая учитывать пористость материала, лучистую составляющую теплового потока, температуру и коэффициент излучательной способности исследуемого материала.

3. ЭКСПЕРИМЕНТ

Экспериментальная отработка огневого подогревателя, подтвердила возможность генерации газового потока с температурой до 2700 К в течение 10-15 мин. Также разработана математическая модель определения коэффициента теплопроводности структурно сложных теплозащитных материалов в условиях высокотемпературного воздействия с температурой до 2700 К и экспериментально подтверждена её работоспособность.

Секция 4

**Повышение эффективности,
надежности и безопасности
работы теплоэнергетического
оборудования ТЭС и АЭС,
цифровизация энергетики**

¹Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная ул., д. 14

²Национальный исследовательский технологический университет «МИСИС»
119049, Москва, Ленинский пр-кт, д. 4, стр. 1

³Институт энергетических исследований РАН
117186, Москва, ул. Нагорная, д. 31, корп. 2.

Институт географии РАН
119017, Москва, Старомонетный переулок, дом 29, стр. 4

СОВРЕМЕННЫЕ ИЗМЕНЕНИЯ КЛИМАТА И ИХ ВЛИЯНИЕ НА ЭНЕРГЕТИКУ РОССИИ И МИРА

ВВЕДЕНИЕ

В последние десятилетия вопросы изменения климата и их влияния на различные области человеческой деятельности превратились из теоретической проблемы в один из важнейших факторов мировой экономики и политики [1]. Международное сообщество приняло целый ряд документов, направленных на предотвращение катастрофических климатических изменений, в первую очередь, путем снижения антропогенных выбросов парниковых газов. В основе этой политики лежит Рамочная Конвенция ООН по изменению климата (РКИК, 1992 г.), дополненная соглашениями, принятыми странами-участниками в Киото (1997 г.), Париже (2015 г.) и Глазго (2021 г.). Россия также активно участвует в этом процессе, ратифицировав все основные документы РКИК и разработав и приняв целый ряд национальных программных документов: Климатическую доктрину РФ (2009 г.), Стратегию долгосрочного развития РФ с низким уровнем выбросов парниковых газов до 2050 г. (2021 г.). В октябре 2021 г. стратегической целью было объявлено достижение к 2060 г. углеродной нейтральности отечественной экономики (баланса выбросов и поглощения парниковых газов на территории страны).

Другой стороной этой проблемы является общепризнанная необходимость уменьшения негативных последствий воздействия наблюдающихся и ожидаемых изменений климата на экономику страны. В 2019 г. и 2023 г. Правительством России утверждены Национальные планы мероприятий первого и второго этапов адаптации к изменениям климата на период до 2025 г., согласно которым все отрасли разработали детализированные программы адаптации. Электроэнергетика, как основа современной экономики, играет особую роль в этих мероприятиях.

Воздействие изменений климата на электроэнергетику можно разделить на две группы:

– прямое воздействие меняющихся климатических факторов (температура воздуха, количество осадков, повторяемость различных метеорологических явлений и пр.) на состояние и функционирование различных элементов энергосистем (генерация, распределение и потребление электроэнергии).

– косвенное, связанное с мероприятиями по снижению антропогенной нагрузки на глобальную климатическую систему (увеличение доли возобновляемых источников энергии (ВИЭ) в генерации, изменения в режимах потребления, финансовые механизмы снижения выбросов углекислого газа и пр.) и их влиянием на экономику отрасли.

Минимизация последствий косвенного воздействия может быть проведена с использованием стандартных технико-экономических инструментов. Адаптация же к прямым воздействиям климатических изменений требует проведения масштабных исследовательских работ на стыке теоретической и прикладной климатологии, технических и экономических наук.

1. СНИЖЕНИЕ НЕГАТИВНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ НА КЛИМАТИЧЕСКУЮ СИСТЕМУ: ДВИЖЕНИЕ К КЛИМАТИЧЕСКОЙ НЕЙТРАЛЬНОСТИ

В наших исследованиях широко используется историко-экстраполяционный метод [2] в противовес традиционному, основанному на детальных предположениях о развитии экономики. В том, что историческая экстраполяция способна давать полезные результаты, убеждает наш собственный опыт построения дальних прогнозов развития мировой энергетики, когда выполненные, например, в 1990 г. прогнозы продемонстрировали совпадение с действительными значениями потребления энергии в мире в пределах 2% на горизонте свыше 30 лет. Тем не менее, учитывая необычайно высокую зависимость конечного результата от принимаемых политических решений, мы сочли необходимым здесь рассмотреть два крайних сценария движения России к климатической нейтральности: оптимистический и реальный, учитывающий, в том числе, и турбулентные текущие события. В качестве демографического сценария в обоих вариантах избран медианный сценарий ООН, предполагающий постепенное снижение численности населения страны до 128 млн. к 2060 г.

Оптимистический сценарий основан на предположении, что идеи борьбы за сохранение климата приобретут в российском обществе значительно большее влияние, соизмеримое с тем, которое возобладавало в развитых странах мира в последние три десятилетия. В этом случае Россия может рассчитывать на развитие скоростей декарбонизации на

уровне лучших мировых стандартов. В целом параметры **оптимистического** сценария декарбонизации выглядят следующим образом:

- 1) темпы снижения удельных (на душу населения) антропогенных выбросов ПГ составляют 1% в год (что соответствует среднему значению для развитых стран мира в 1990-2020 гг.);
- 2) показатели лесопользования следуют Стратегии-2030 (2021 г.) и предполагают полное лесовосстановление после всех сплошных рубок; динамика поглощения углерода лесами следует высоким национальным оценкам, которые, подчеркнем, сегодня заметно расходятся с международными рекомендациями;
- 3) учтена дополнительная фиксация углерода лесами с учетом изменения климатических факторов (температуры и количества осадков), а также эффекта фертилизации в результате обогащения атмосферы углекислым газом;
- 4) реализовано 50%-ное сокращение площади лесных пожаров к 2030 г. с сохранением этого показателя в дальнейшем;

Реальный сценарий декарбонизации учитывает те трудности, которые связаны с радикальной перестройкой всех отраслей экономики – от энергетики до лесопользования, и характеризуется следующими параметрами:

- 1) темпы снижения удельных (на душу населения) антропогенных выбросов ПГ соответствуют умеренным показателям, достигнутым в 1990-2020 гг. в Японии и Канаде и составляют 0,5% в год, что заметно лучше современных российских показателей;
- 2) показатели лесопользования следуют актуальным международным рекомендациям и основаны на результатах официальной инвентаризации лесов и Лесной стратегии-2030 с учетом реальных перспектив развития лесного комплекса и динамики поглощающей способности лесной биоты, согласно которым нетто-сток углерода обнаруживает тенденцию к небольшому росту. В этом варианте стареющие леса постепенно теряют свою биопродуктивность, но одновременно в лесном хозяйстве реализуются технически и экономически возможные лесоклиматические проекты, а борьба с лесными пожарами имеет ограниченный успех.

Оптимистический сценарий предполагает немедленный старт мероприятий по декарбонизации экономики России и способен снизить выбросы ПГ с современных 2 млрд. т. $\text{CO}_{2\text{экв}}$ до примерно 1,3 млрд. т. $\text{CO}_{2\text{экв}}$ к 2060 г. Последняя величина соответствует рассчитанной по национальной методике и удвоенной по сравнению с современной поглотительной способности лесов страны при условии полной компенсации сплошных рубок, двукратного сокращения площадей лесных пожаров и увеличению биопродуктивности лесов.

События последних лет согласно обновленному «базовому» сценарию ИНЭИ РАН на десятилетия

снижают добычу и экспорт энергоресурсов, а с ними и объем эмиссии, который следует весьма близко к **реальному** сценарию настоящей работы на горизонте до 2040 г.

2. АДАПТАЦИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ОТРАСЛИ К КЛИМАТИЧЕСКИМ ИЗМЕНЕНИЯМ

Проведено исследование возможности использования данных климатического моделирования для оценки надежности энергосистем России в условиях современного глобального изменения климата и его проявления на территории России [3].

В результате анализа нормативной литературы сформированы перечень прикладных климатических характеристик, используемых для оценки надежности энергосистем, и перечень массивов данных расчетов на глобальных климатических моделях для оценки надежности энергосистем России в условиях современного глобального изменения климата и его проявления на территории России.

Выполнено исследование адекватности описания климатическими моделями динамики основных климатических характеристик на территории России. Были рассмотрены модели общей циркуляции атмосферы (МОЦА), участвующие в шестой фазе международного проекта межмодельного сравнения (СМIP6). Показано, что основные крупномасштабные особенности изменения температуры и количества осадков по территории России МОЦА воспроизводят корректно.

Для скорости ветра высокая природная изменчивость определяет сложность оценки направленных изменений по данным климатического моделирования. Это привело к необходимости использовать специальную стратегию дискриминации при формировании модельного ансамбля, предназначенного для оценок долговременных тенденций скорости ветра. Для решения этой задачи в конечном итоге предложено использовать результаты ранжирования МОЦА по качеству воспроизведения ими распределения вероятности суточных скоростей ветра на территории Европы в «историческом модельном эксперименте СМIP6».

Несмотря на удовлетворительное воспроизведение моделями общей циркуляции атмосферы основных закономерностей изменения климатических параметров по национальной территории, использование результатов глобальных климатических моделей для решения прикладных задач, как правило, предполагает проведение предварительной обработки результатов моделирования.

Чтобы обеспечить возможность использования результатов МОЦА для прикладных задач, был разработан и программно реализован метод статистической коррекции. Предложенный подход основан на трансформационном приближении, суть которого заключается в декомпозиции изменения климатического параметра на локальную динамику,

анализ которой выполняется на основе данных наблюдений, и долговременный тренд, рассчитываемый с помощью МОЦА.

Анализ влияния изменений температурных экстремумов на территории России на функционирование российских энергосистем показал, что, несмотря на то, что в настоящий момент ЕЭС России и все ОЭС обладают значительным резервом установленной и доступной мощности электростанций, четверть региональных энергосистем энергодефицитна, а три из семи объединенных региональных энергосистем России (Северо-Запада, Центра и Юга) характеризуются дефицитом регулировочного диапазона, который покрывается за счет перетоков с соседними энергосистемами (Средней Волги, Урала и Сибири). Проведен расчет наблюдаемого изменения экстремальных климатических характеристик в течение последних семидесяти лет и дана оценка его воздействия на баланс мощности и режимы работы энергосистем.

Рассмотрены изменения ветрового режима на территории России и выполнен анализ влияния этих изменений на аварийность воздушных линий электропередач (ВЛ). Опираясь на актуальные данные метеорологических наблюдений Росгидромета и энергетическую статистику ПАО «Россети», проведен расчет наблюдаемых изменений экстремальных скоростей ветра в течение последних сорока лет и дана оценка их связи с числом аварий ВЛ для Кубани, Башкирии и Забайкалья. Установлено, что климатические изменения на территории России в последние десятилетия привели к снижению максимальных скоростей ветра в исследуемых регионах, что способствовало снижению аварийности ВЛ за счет ветрового воздействия.

Анализ динамики изменений ветрового режима с привлечением данных климатических моделей проекта CMIP6 указывает на недавнее изменение тенденции к снижению скорости ветра в ряде регионов, что может привести к увеличению числа аварий ВЛ. Необходимы дальнейшие исследования изменений ветрового режима на территории энергосистем России для обеспечения их надежного функционирования в условиях климатических изменений.

Установлено, что климатические изменения на территории России, выражающиеся в повышении температуры воздуха во всех регионах и всех сезонах, приводят к замедлению роста зимних и увеличению роста летних максимумов нагрузки практически во всех энергосистемах, тем самым способствуя увеличению надежности энергоснабжения. Для лета непрерывное возрастание максимумов электропотребления в сочетании с увеличением суточной неравномерности электропотребления и, как следствие, повышением потребности в регулировочном диапазоне означает повышение риска массовых нарушений электроснабжения.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Падение добычи, потребления и экспорта энергоносителей, связанное с ограничениями геополитического характера и развитием ВИЭ, значительно ускоряет процесс декарбонизации, но само по себе не обеспечивает достижение климатической нейтральности. Для покрытия перспективного небаланса необходимо либо удвоение (по сравнению с современным значением) нетто-стока в ЗИЗЛХ, что выглядит сомнительным, либо развитие технологий CCS в масштабах, которые превосходят современные глобальные мощности примерно в 15 раз.

С точки зрения мирового исторического опыта противостояния глобальному потеплению достижение углеродной нейтральности экономики России к 2060 г. вряд ли возможно.

Опираясь на актуальные данные метеорологических наблюдений и энергетическую статистику, установлено, что климатические изменения на территории России, выражающиеся в повышении температуры воздуха во всех регионах и всех сезонах, приводят к замедлению роста зимних и увеличению роста летних максимумов нагрузки практически во всех энергосистемах, тем самым способствуя увеличению надежности энергоснабжения. Для лета непрерывное возрастание максимумов электропотребления в сочетании с увеличением суточной неравномерности электропотребления и, как следствие, повышением потребности в регулировочном диапазоне означает повышение риска массовых нарушений электроснабжения.

Исследование влияния климатических факторов на надежность энергосистем дает возможность более корректно учесть ожидаемые изменения климата при принятии решений по проектированию новых или модернизации существующих энергообъектов и тем самым будет способствовать повышению надежности электроснабжения потребителей.

Работа выполнена при финансовой поддержке РНФ (проект № № 20-19-00721-П).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Climate Change 2021: The Physical Science Basis.** Contribution of Working Group I to the Sixth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change / Masson-Delmotte, V., P. Zhai, A. Pirani, S.L. Connors, C. Péan, S. Berger, N. Caud, Y. Chen, L. Goldfarb, M.I. Gomis, M. Huang, K. Leitzell, E. Lonnoy, J.B.R. Matthews, T.K. Maycock, T. Waterfield, O. Yelekçi, R. Yu, and B. Zhou (eds.). Cambridge, United Kingdom and New York, NY, USA: Cambridge University Press, 2021: 2391 pp.
2. **Клименко В.В.,** Клименко А.В., Терешин А.Г. На пути к климатической нейтральности: стоит ли русский лес против энергетики? // Теплоэнергетика. 2024. № 1. С. 5–20
3. **Klimenko V. V.,** Fedotova E. V., Tereshin A. G. Vulnerability of the Russian power industry to the climate change // Energy, 2018. V. 142. P. 1010-1022.

ОСОБЕННОСТИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКИ РОССИИ В УСЛОВИЯХ ИЗМЕНЕНИЯ КЛИМАТА

ВВЕДЕНИЕ

Энергетика относится к отраслям экономики, наиболее подверженных влиянию природно-климатических факторов [1-3]. Авторами ранее был сделан анализ воздействия наблюдающихся и ожидаемых изменений климата на различные отрасли отечественной энергетики [2], согласно которому суммарный эффект этих изменений оценен как определенно позитивный, в основном за счет существенного снижения потребности в отоплении. Это подтверждается и другими работами [1], свидетельствующими о том, что в умеренных широтах потепление климата приводит к снижению энергопотребления.

Однако, на этом благоприятном фоне различные экстремальные проявления погодно-климатических процессов (сильные жара и морозы, а также так называемые волны тепла и холода – периоды стояния экстремально высоких или низких температур воздуха в течение нескольких дней) могут существенным образом осложнить работу энергетических объектов [1, 3]. В умеренных широтах на самые морозные дни приходится пик потребления энергии, что может привести к дефициту генерирующих мощностей. В регионах с более теплым климатом особенно опасны волны жары, так как в это время наряду с ростом электропотребления (в первую очередь на кондиционирование воздуха в помещениях) возникают и проблемы с работой атомных (АЭС) и тепловых (ТЭС) электростанций из-за повышения температуры воды, используемой для охлаждения конденсаторов паротурбинных блоков (ПТУ), и температуры воздуха на входе в газотурбинные двигатели (ГТУ).

1. ИЗМЕНЕНИЯ КЛИМАТА НА ТЕРРИТОРИИ РОССИИ

Данные глобальных метеорологических наблюдений свидетельствуют, что температура последней декады (2014-2023) в России на 2,5°C, а в Москве – на 3,5°C выше температуры последней декады XIX столетия (1891-1900).. За этот же период разность среднглобальных температур составила лишь 1°C. Таким образом, коэффициент амплификации климата России по отношению к среднглобальному составляет 2,5, а для Москвы это значение достигает 3,5.

Развитие глобальных климатических процессов в ближайшие десятилетия, по мнению большинства экспертов, приведет к еще большим изменениям климата России. В частности, наши расчеты показывают, что к 2050 г. значения ГСОП на большей части территории нашей страны уменьшатся еще на 500–800 градусов-суток, а в Сибири и на дальнем Востоке – на 700-1200.

Модельные расчеты показывают, что климатические характеристики теплого периода года изменятся не так значительно. В северных регионах эти изменения будут минимальны (рост градусов-суток теплого периода CDD на 10-20 градусов-суток к 2050 г.), поскольку жаркие дни там случаются только в летний сезон, а летние температуры мало подвержены изменениям. В то же время в южных областях России, где дни с температурами выше 18 градусов случаются и в весенний сезон, температуры которого испытывают максимальное влияние климатических факторов, увеличение градус-суток теплого периода к середине столетия могут достигнуть 50-70 единиц. В среднем по России повышение этой климатической характеристики составит примерно 10% от ее современных значений.

2. ПРОИЗВОДСТВО ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ НА ТЭС И АЭС

В сфере производства электроэнергии изменение климата представляет угрозу в первую очередь для тепловых и атомных электростанций, которые в России обеспечивают более 80% выработки. Была проведена оценка изменения мощности и эффективности ПТУ и ГТУ по территории России в результате региональных проявлений потепления климата.

2.1. Паросиловые установки ТЭС и АЭС

Работа ПТУ была рассмотрена в пределах объединенных энергосистем (Северо-Запад, Центр, Средняя Волга, Юг, Урал, Сибирь, Восток) при изменении температуры воздуха, осредненном по соответствующей территории. Для анализа работы ГТУ пространственное разрешение было выбрано более высоким из-за весьма неоднородного распределения установленной газотурбинной мощности.

Анализ работы паросиловой установки был выполнен на основе авторской математической модели [2]. Было показано, что наиболее уязвимы к потеплению ПТУ АЭС, для которых повышение среднегодовой температуры воздуха $t_{не}$ на 1°C

означает снижение вырабатываемой мощности на 0.5-0.6%. Чувствительность ТЭС к потеплению почти в два раза ниже. В результате снижение мощности ПТУ ТЭС и АЭС по всей территории России составит около 800 МВт 2030 г. и 1200 МВт к 2050 г. соответственно.

2.2. Газотурбинные установки

Энергетические ГТУ сосредоточены в нефтедобывающих и (преимущественно в составе парогазовых установок) в наиболее экономически развитых регионах (Ханты-Мансийский и Ямало-Ненецкий автономные округа, Москва, Санкт-Петербург, Краснодарский край). Установленная мощность ГТУ была оценена авторами по регионам; оценки влияния изменений климата были выполнены для тринадцати регионов, в которых сосредоточено более 75% этой мощности. Для расчетов использовалась эксплуатационная зависимость эффективности ГТУ от температуры наружного воздуха для реальной установки [2]. Чувствительность эффективности ГТУ к потеплению для регионов России составили около 0.05-0.06% на 1°C, что означает повышение потребления топлива на 0.2% к 2030 г. и на 0.25% к 2050 г., т.е. на 40 и 50 тыс. т у.т. соответственно. В случае реализации более высоких сценариев развития электроэнергетики эффект будет больше на 50-100 тыс. т у.т.

3. БАЛАНСЫ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ И МОЩНОСТИ В ЭЭС РОССИИ

3.1. Потребление электроэнергии

Отмечается и прямая зависимость общего потребления электроэнергии от температуры воздуха. Результаты исследований такой зависимости для целого ряда стран позволили оценить чувствительность национального электропотребления к повышению температуры воздуха в 460 (кВтч чел)/град. Таким образом, при ожидаемом к 2050 г. на территории России потеплении в 2-3 градуса (в предположении сохранения численности населения) природообусловленное снижение электропотребления может достигнуть 60 млрд. кВтч/год, или около 6 % от его современного суммарного значения.

Несомненно отрицательное влияние наблюдающегося и ожидаемого повышения температуры воздуха на территории России на комфортность проживания в летний период во многих регионах и крупных городах России. Необходимость поддержание нормального микроклимата в жилых и общественных зданиях в новых климатических условиях приводит к дополнительным энергозатратам на кондиционирование. В результате развития потепления, к 2050 дополнительные затраты электроэнергии на охлаждение воздуха в помещениях составят около 6 млрд. кВтч ежегодно.

3.3. Формирование летних максимумов потребления мощности

В последние годы наблюдается также неравномерность роста зимнего и летнего электропотребления, в том числе и его пиковых значений [1, 3].

Это вызвано совместным действием социально-экономических (снижение доли промышленных потребителей, развитие рекреационной инфраструктуры, рост обеспеченности кондиционерами) и природно-климатических (неоднородное повышение температур воздуха в зимний и летний период) факторов. В результате в самой крупной южной энергосистеме – Кубанской, – в 2014 г. впервые в истории отечественной энергетики годовой максимум потребления пришелся не на зимний, а на летний период. В крупнейшей энергосистеме России – Московской, характеризующейся высоким уровнем социально-экономического развития, уже заметно формирование локального максимума в летний период, и темпы его роста в последние полтора десятилетия на 30% превышают темпы роста «традиционного» зимнего пика. И, наконец, в июле 2020 г. впервые в истории отечественной электроэнергетики уже в объединенной энергосистеме – ОЭС Юга, – максимум мощности потребления превысил январский. Пока в большинстве энергосистем это приводит к выравниванию внутригодовой неравномерности электропотребления, однако в будущем это может привести к негативным эффектам [3].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Опираясь на актуальные данные метеорологических наблюдений и энергетическую статистику, установлено, что климатические изменения на территории России, выражающиеся в повышении температуры воздуха во всех регионах и всех сезонах, приводят к замедлению роста зимних и увеличению роста летних максимумов нагрузки практически во всех энергосистемах, тем самым способствуя увеличению надежности энергоснабжения. Для лета непрерывное возрастание максимумов электропотребления в сочетании с увеличением суточной неравномерности электропотребления и, как следствие, повышением потребности в регулируемом диапазоне означает повышение риска массовых нарушений электроснабжения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Третий оценочный доклад** об изменениях климата и их последствиях на территории Российской Федерации / Акентьева Е.М., Анисимов О.А., Бардин М.Ю. и др. Под ред. В. М. Катцова. Росгидромет. СПб: Научно-технологические, 2022. 676 с.
2. **Klimenko V.V., Fedotova E.V., Tereshin A.G.** Vulnerability of the Russian power industry to the climate change // *Energy*, 2018. Vol. 142. P. 1010-1022.
3. **Климатические экстремумы** – новый вызов для российских энергосистем / Клименко В.В., Клименко А.В., Терешин А.Г., Федотова Е.В. // *Теплоэнергетика*. 2021. № 3. С. 3-17.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА СОВМЕСТНОГО СЖИГАНИЯ УГЛЯ И БИОМАССЫ С АНАЛИЗОМ ЭКОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК

ВВЕДЕНИЕ

Во многих субъектах РФ уголь остается основным энергетическим топливом, при сжигании которого в атмосферу попадают не только канцерогенные газообразные вещества, но и мелкодисперсная пыль. Одним из доступных способов снижения потребления угля и улучшения экологических характеристик является совместное сжигание угля и биомассы [1]. Данный способ хорошо себя зарекомендовал за рубежом на угольных котельных и теплоэлектростанциях [2]. Помимо снижения потребления твердого ископаемого топлива решается вопрос с утилизацией отходов биомассы, которые представляют в первую очередь пожароопасную угрозу.

Цель работы – экспериментальное исследование процесса совместного сжигания угля марки Д и опилок лиственницы с анализом экологических характеристик, а также определение энергоэффективная массовой доли биомассы в смеси.

2. МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

2.1. Исследуемые топлива и топливные смеси

В качестве индивидуальных твердых топлив выбраны энергетический уголь марки Д Минусинского угольного бассейна (№ 1) и опилки лиственницы (№ 5), являющиеся распространенным видом отходом биомассы после обработки древесины. Технический и элементный анализы топлив проведены в соответствии с ГОСТ, результаты представлены в таблицах 1 и 2.

При подготовке к экспериментам твердые топлива измельчались с помощью дисковой мельницы Retsch DM 200 (Retsch GmbH, Германия), а после просеивались с применением просеивающей машины RETSCH AS 200 BASIC (Retsch GmbH, Германия) для получения образцов с размерами частиц 100–200 мкм. Указанный диапазон размеров топливных частиц соответствует размерам пылеугольного топлива, применяемого при факельном сжигании на объектах теплоэнергетики.

Таблица 1. Результаты технического анализа топлив

№	W^a , %	A^d , %	V^{daf} , %	Q_S^{daf} , МДж/кг
1	3,0	3,5	44,0	31,0
5	4,1	0,2	80,0	19,6

Как правило, доля биомассы в твердопливной смеси по массе, составляет от 10% до 30% [3], по-

этому смесь (№ 2) содержит 10% биомассы, смесь (№ 3) 20% биомассы и смесь (№ 4) 30% биомассы. Добавление биомассы свыше 20% снижает теплоту сгорания более чем на 10%, это необходимо учитывать при формировании твердопливных смесей.

Таблица 2. Элементный состав топлив

№	C^{daf} , %	H^{daf} , %	N^{daf} , %	S^{daf} , %	O^{daf} , %
1	53,6	3,5	1,4	0,4	41,1
5	50,4	5,9	0,3	-	43,3

2.2 Эксперименты в условиях конвективного нагрева топлив

Конвективный нагрев топлив проводился на экспериментальном стенде при движении частиц топлив в потоке разогретого воздуха при температурах 500–800 °С со скоростью 5 м/с, оборудованном высокоскоростной видеокамерой Phantom V411 (Vision Research, США).

2.3 Определения состава дымовых газов

Для определения состава дымовых газов сжигание исследуемых топлив проводилось в электрической трубчатой муфельной печи Nabertherm R 50/250/13. Для анализа состава газа применялся аналитический газоанализатор Test 1 (ООО «Бонэр», Россия).

3. РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

3.1. Зажигание топлив в условиях конвективного нагрева

На рис. 1 представлены кривые зависимостей времен задержки зажигания частиц (размерами 100–200 мкм) угля и биомассы, а также их смесей от температуры окислителя в диапазоне 500–800 °С при движении мелкодисперсных частиц топлива в потоке разогретого воздуха со скоростью 5 м/с. Аппроксимационные кривые проведены через точки, характеризующие средние значения времен задержки зажигания.левой границей температурного диапазона является минимальное значение 500 °С, при котором в условиях проведения эксперимента воспламеняется биомасса (за промежуток времени менее 0,25 с). Правая граница (рис. 1) соответствует максимальному значению температуры воздушного потока 800 °С, которое гарантированно поддерживается на контролируемом участке экспериментального стенда.

После ввода мелкодисперсных частиц угля в поток разогретого воздуха интенсивно протекают эндотермические процессы фазового превращения (испарение влаги) и термического разложения.

Кроме этого, уголь имеет достаточно плотную структуру с удельной площадью поверхности частиц меньше, чем у биомассы. Чем выше содержание летучих веществ в топливе, тем меньше время задержки зажигания соответствующего топлива при прочих идентичных условиях. Поэтому для угля в отличие от биомассы требуется больше энергии и времени на развитие гетерогенного горения. Стоит отметить, что чем больше содержание биомассы в топливной смеси, тем интенсивней протекает процесс ее воспламенения. Отличия времен задержки зажигания топливных смесей и каменного угля (рис. 1) составляют 20–48% (при температуре 600 °С).

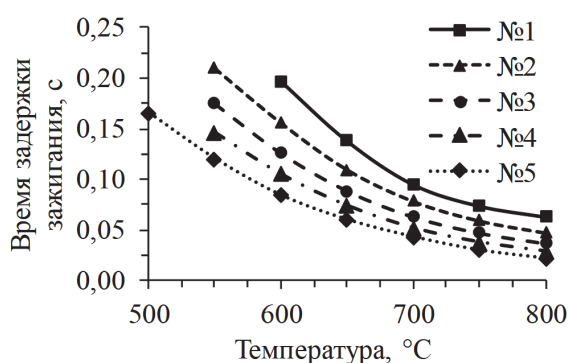


Рис. 1. Временная задержка зажигания исследуемых топлив в зависимости от температуры газового потока

Биомасса загорается при температуре 500 °С (0,165 с), для воспламенения частиц угля необходима более высокая температура не менее 600 °С (0,197 с). Добавление 10, 20 и 30% биомассы к углю влияет на снижение временной задержки зажигания и на снижение температурных условий зажигания, зажигание происходит при 550 °С.

3.2. Анализ дымовых газов

Результаты концентраций дымовых газов в процессе сжигания топлив №1–5 в муфельной печи при 800 °С представлены в табл. 3.

Таблица 3. Состав дымовых газов при сжигании топлив и топливных смесей при 800 °С

№	CO ₂	CO	H ₂ S+SO ₂	NO _x
	%			
	ppm			
1	2,30	0,86	3,35	54,73
2	2,25	0,94	2,72	51,34
3	2,11	1,11	2,49	43,94
4	1,99	1,31	2,23	38,90
5	1,64	2,10	2,03	11,27

Увеличение концентрации биомассы в составе смеси (от 10% до 30%) ведет к снижению содержания CO₂ (на 2,2–13,5%) и повышению содержания CO (на 9,3–52,3%) в дымовых газах (табл. 3) по сравнению с аналогичным процессом сжигания угля без добавления биомассы. Максимальное среднее значение CO₂ зарегистрировано для угля (2,3%), так как CO₂ является основным углеродосодержащим газом в продуктах сгорания для угольных топлив [3]. Концентрация CO при сжига-

нии биомассы максимальна (2,1%), что обусловлено пиролизом лигнина или вторичными реакциями разложения. Наименьшие концентрации оксидов азота характерны для процесса сжигания биомассы в следствие низкого содержания азота в ее элементном составе (содержание NO_x составляет 11,3 ppm). Уголь содержит больше азотистых соединений (табл. 2), что объясняет более высокие значения выбросов NO_x, образующихся в процессе его горения. Сравнение концентраций NO_x показало, что увеличение доли биомассы в составе смеси позволяет снизить выбросы оксидов азота на 6,2–28,9% по сравнению с углем. Наибольшая концентрация соединений серы (H₂S+SO₂) в продуктах сгорания характерна для угля (3,3 ppm), что происходит вследствие выделения наибольшего количества серы при ее сжигании, этот результат подтверждается результатами элементного анализа топлив (табл. 2). Относительно низкое содержание сероводорода в продуктах сгорания биомассы, по сравнению с другими составами, может быть связано с совместным протеканием процессов окисления сульфидов и химического взаимодействия окислов серы с гидроксидами железа [3]. Диапазон концентраций выбросов сероводорода (H₂S+SO₂) для топливных смесей относительно небольшой (2,72–2,23 ppm) и снижается по мере увеличения биомассы в смеси, в следствие низкого содержания серы в опилках.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Добавление древесной биомассы к каменному углю марки Д снижает временную задержку и температурный порог зажигания по сравнению с углем, а также способствует снижению концентраций выбросов диоксида углерода, оксидов азота, соединений серы. Результаты позволяют сделать вывод о экологической перспективности развития технологий совместного сжигания энергетических углей и отходов биомассы. Установлено, что следует добавлять к углю не более 20% биомассы.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 23-23-00280. <https://rscf.ru/project/23-23-00280/>

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Рябов Г.А.** Совместное сжигание биомассы и ископаемых топлив – путь к декарбонизации производства тепла и электроэнергии (Обзор) // Теплоэнергетика. 2022. № 6. С. 17–32.
2. **Al-Mansour F., Zuwala J.** An evaluation of biomass co-firing in Europe // Biomass & bioenergy, 2010. Vol. 34. No. 5. P. 620–629.
3. **Жуйков А.В., Глушков Д.О., Цепенко А.И., Плешко А.О.** Интенсификация процесса воспламенения каменного угля путем добавления биомассы в условиях факельного сжигания // ХТТ. 2023. № 5. С. 55-68.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭНЕРГОУСТАНОВОК НА ОСНОВЕ CO₂-ЦИКЛОВ

ВВЕДЕНИЕ

Одной из современных задач развития энергетики является снижение углеродного следа в атмосфере при сжигании органического топлива. Эта задача носит цивилизационный характер, связанный с климатической повесткой, и регламентируется международными договорённостями в виде Парижских соглашений и их ратификацией ста девяносто четырьмя странами. [1] Россия постановлением Правительства ратифицировала соглашения в 2019 году и взяла обязательства по сокращению парниковых газов, в том числе и углекислоты. Одним из основных "поставщиков" углекислоты в атмосферу являются электростанции на органическом топливе. Переход на новые технические решения, обеспечивающие снижение или полное отсутствие выбросов углекислоты является актуальным. К подобным решениям можно отнести энергоустановки в основе которых лежат термодинамические циклы при использовании углекислоты, или CO₂-циклы. [2-5] Фактически такие установки могут не иметь выбросов. [6]

Интерес к CO₂-циклам особенно возрос после реализации подобной установки компанией NetPower [7] и коммерческим предложением от неё на энергоблок мощностью 300 МВт. Вместе с тем, других предложений мировая практика не знает.

Изучение CO₂-циклов затруднено отсутствием их широкой практической реализации, теории CO₂-циклов не выработано.

1. ОСНОВЫ МЕТОДИЧЕСКОГО ПОДХОДА

В работе предлагаются теоретические основы для исследования CO₂-циклов, которые включают методологические подходы (рис.1), каждый из которых включает группы методов, табл.1.

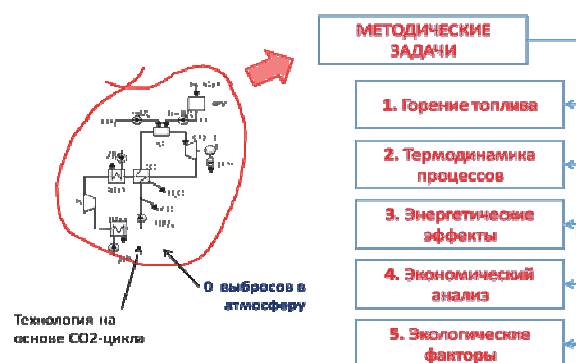


Рис.1. Методологические задачи для изучения CO₂-циклов и установок

Таблица 1 Методы анализа установок на основе CO₂-циклов и ограничения на их применение

Методы	Ограничения
<p>Горение топлива. Задача: получение расходно-массовых характеристик всех рабочих веществ и энергетические показатели потоков.</p> <ul style="list-style-type: none"> • Определение молярной массы в реакциях горения, синтеза, разложения. • Метод материальных балансов. 	<ul style="list-style-type: none"> • Химическая чистота веществ. • Стехиометричность реакций. • Постоянство состава смесовых топлив. • Определение характеристик веществ по элементным или осреднённым показателям.
<p>Термодинамика процессов. Задачи: установить/найти параметры в каждой точке цикла; установить долю обновления рабочего тела; установить тепловые потоки системы регенеративного нагрева; установить технические/термодинамические ограничения системы; установить функциональные зависимости влияния параметров на термический КПД.</p> <ul style="list-style-type: none"> • Методы термодинамического анализа. • От простого к сложному: от базовых циклов к образцовым. • Методы сравнения. 	<ul style="list-style-type: none"> • Изоэнтропность процессов сжатия и расширения. • Изобарность процессов теплообмена на каждом участке цикла. • Учёт доли водяных паров в процессе расширения. • Учёт потерь теплообмена. • Учёт теплоты конденсирующихся водяных паров. • При конденсации водяных паров учёт их парциального давления в смеси.
<p>Энергетические эффекты. Задачи: определить потери процессов; определить затраты энергии собственных нужд; установить КПД процессов и установки; установить влияние термодинамических параметров на энергетические показатели; обеспечить сравнение вариантов как между собой, так с другими техническими решениями.</p> <ul style="list-style-type: none"> • Метод энергетических балансов. • Условное деление установки на функциональные части. 	<ul style="list-style-type: none"> • Сумма входов равна сумме выходов. • Признак деления установки - структура потребления электроэнергии собственных нужд.

<ul style="list-style-type: none"> • Методы приведения вариантов к сопоставимому виду. 	<ul style="list-style-type: none"> • Отпуск продукции. • Использование эксергетической функции при работе установки с отпуском теплоты потребителю. • Функциональная зависимость каждого показателя от параметров определяется термическим КПД, связанными с ним расходом CO₂, топлива, окислителя, давлением входа, работой сжатия компрессора.
<p>Методы технико-экономических оценок. Задачи: для заданных технических характеристик установить стоимостные показатели капиталовложений и себестоимости продукции; обеспечить сравнение вариантов как между собой, так с другими техническими решениями.</p>	
<ul style="list-style-type: none"> • Непрерывность функции стоимости. • Агрегирование технологической схемы. • Методы приведения вариантов к сопоставимому виду. 	<ul style="list-style-type: none"> • Отсутствие достоверной фактической информации о стоимости оборудования. • Отсутствие достоверной прогнозной информации о стоимости оборудования. • Дискретность стоимостных оценок. • Пропорциональное разнесение общих затрат при агрегировании технологической схемы. • Динамика рынков. • Новизна технических решений. • Надежность оборудования и готовность к несению нагрузки. • Периодичность ведения ремонтных компаний и объём выполняемых работ. • Функциональная зависимость от параметров определяется температурой и давлением входа.
<p>Методы экологического анализа. Задачи: для заданных термодинамическими параметрами характеристик установить массу CO₂, выводимого из цикла; обеспечить сравнение вариантов как между собой, так с другими техническими решениями.</p>	
<ul style="list-style-type: none"> • Определение удельного вывода CO₂ из цикла. • Методы приведения вариантов к сопоставимому виду. 	<ul style="list-style-type: none"> • Нормативы выбросов. • Достижимость нормативов разными технологиями. • Штрафные санкции за превышение выбросов. • Ограничения по выводу продукции на рынок.

Далее в докладе приводятся примеры расчетов CO₂-циклов для четырёх конфигураций. Более подробно конфигурации циклов представлены в [6]. Проведено их сравнение между собой и с другими известными технологиями.

2. ПРИМЕРЫ РЕЗУЛЬТАТОВ РАСЧЕТОВ

В частности, показано, что наибольшей термической эффективностью обладает цикл с конденсацией рабочего тела (Аллам-Z), наиболее низкой себестоимостью электроэнергии обладает цикл Аллама (на уровне 0,059-0,063 \$/кВт*ч), собственные нужды для цикла с одноступенчатым компрессорным повышением давления могут составлять 37-48%, а наименьший удельный вывод углекислоты 87 г/МДж (полезной энергии) обеспечивается при сжигании в камере сгорания метанола. Одновременно показано, что CO₂-циклы уступают по показателю удельного расхода условного топлива ПГУ на основе перспективных газовых турбин серий НА, НЛ и JAC.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Приведены теоретические основы для изучения энергетических установок по производству электроэнергии с использованием углекислоты в качестве рабочего тела. Представлены некоторые результаты успешного их применения для анализа циклов разной конфигурации.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда No 23-29-00035, <https://rsct.ru/project/23-29-00035/>

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Парижские соглашения.** <https://www.un.org/ru/climatechange/paris-agreement> : Чтение с экрана. Дата обращения 07.04.2024
2. **Allam R., Martin S., Forrest B., et al.** Demonstration of the Allam Cycle: an update on the development status of a high efficiency supercritical carbon dioxide power process employing full carbon capture. *Energy Procedia* 2017; 114; 5948-5966.
3. **Kosoi A.S., Zeigarnik Y.A., Popel O.S. et al.** The Conceptual Process Arrangement of a Steam-Gas Power Plant with Fully Capturing Carbon Dioxide from Combustion Products. *Therm. Eng* 2018; 65; 597-605.
4. **Rogalev A., Grigoriev E., Kindra V., Rogalev N.** Thermodynamic optimisation and equipment development for a high efficient fossil fuel power plant with zero emissions. *J. Clean. Prod.* 2019; 236; 117592.
5. **Thermodynamic** features of the regenerative system of direct fired sCO₂ power cycles with oxygen combustion of methane / I. S. Sadkin, P. A. Shchinnikov. // *Applied Thermal Engineering*. 2023. V. 234. Art. 121301.
6. **Alekseenko S.V., Shchinnikov P.A., Sadkin, I.S.** Effect of thermodynamic parameters on energy characteristics of CO₂ power cycles during oxygen combustion of methane. *Thermophysics and Aeromechanics*. 2023; 30; 83-92.
7. **La Porte Test Facility.** NET Power. <https://netpower.com>; 2023 [accessed 15 July 2023]

МАЛОИНЕРЦИОННАЯ ИДЕНТИФИКАЦИЯ ВОЗГОРАНИЙ В ПОМЕЩЕНИЯХ

ВВЕДЕНИЕ

Пожары в общественных зданиях, административных, жилых и складских помещениях приводят к масштабным негативным последствиям [1]. В связи с этим задача организации непрерывного контроля пожарной обстановки зданий и помещений различных категорий представляется особенно актуальной. Для решения соответствующих задач мониторинга пожарной опасности необходимы адаптивные автоматизированные системы [2]. По результатам цикла экспериментов [2–4] в макетах помещений разных габаритов разработан программно-аппаратный комплекс малоинерционной идентификации возгораний. В системе используется искусственный интеллект, который опирается на базу данных, параметрами которой являются концентрации газов, образующихся при горении и термическом разложении материалов, а также время срабатывания пожарных извещателей различного принципа действия. Одной из основных проблем применения таких систем в помещениях с широким диапазоном габаритов и различными схемами установки датчиков является получение актуальной базы данных для конкретного помещения. Это связано с тем, что точность системы напрямую зависит от объема базы данных, на которой обучается искусственный интеллект, следовательно, для получения достаточной по объему новой базы данных необходимо много трудовых, финансовых, временных и прочих ресурсов. Одновременно с этим, во многих реальных производственных помещениях запрещено проведение экспериментов, сопровождающихся возникновением пожароопасных ситуаций (открытого пламени, дыма и пр.). Поэтому базу данных для конкретного помещения следует получить косвенными методами, такими как моделирование, экстраполяция, масштабирование. **Целью работы** являлось получение поправочных коэффициентов для обучения нейросети по данным аналитических и численных исследований, а также для экстраполяции имеющейся базы данных под различные характеристики помещения и параметры установки датчиков.

1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ СТЕНД

Для проведения исследований использовались три экспериментальных бокса из негорючих стекломagnesитовых листов, представляющих собой макеты замкнутого помещения (рис. 1). Внутренний объем боксов: $0,25 \text{ м}^3$, 2 м^3 и 27 м^3 , соответственно. В состав экспериментального комплекса входят щит автоматизации, регистрирующие устройства и системы (пожарные извещатели дымовые, тепловые, пламени, газоаналитическое и видеорегирующее оборудование), а также ПК

для сбора и записи информации. Щит автоматизации оснащен набором электрических устройств для осуществления функций отображения данных с пожарных извещателей, сбора информации с датчиков, а также передачи данных на ПК для последующей регистрации и анализа. В качестве материалов для исследования выбраны наиболее распространенные строительные и отделочные материалы: древесина, картон, линолеум. Масса модельных очагов – 30 г.

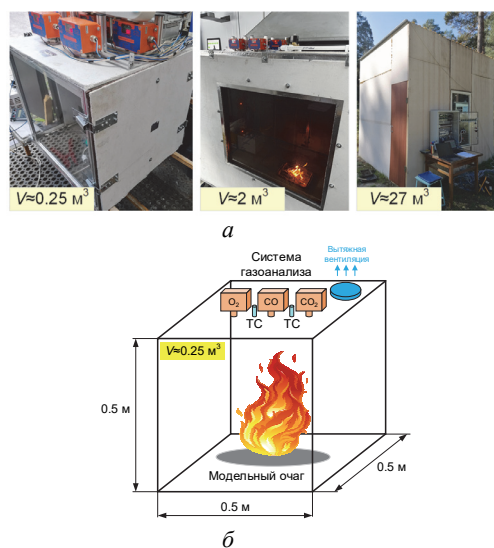


Рис. 1. Внешний вид (а), а также схематичное изображение (б) используемых при проведении исследований экспериментальных боксов (макетов помещений).

Определение поправочных коэффициентов выполнялось за счет экстраполяции полученных с использованием приведенных на рис. 1 испытательных стендов данных по характеристикам срабатывания пожарных извещателей в помещениях с отличающимися габаритами (высота, площадь, объем). Приведенные далее поправочные коэффициенты целесообразно использовать для обучения разрабатываемой нейронной сети в области малоинерционного обнаружения возгораний.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

2.1. Получение поправочных коэффициентов для базы данных по газоанализу

Основным параметром, регистрируемым газоаналитическими датчиками, является концентрация угарного газа. В ходе анализа экспериментальных данных были получены аппроксимационные выражения для скорости роста концентрации оксида углерода вида $W_{CO} = A \cdot H_{CO}^B$. Значения коэффициентов А и В приведены в таблице 1.

Таблица 1. Значения коэффициентов А и В для прогнозирования скорости роста концентрации СО (W_{CO}) от высоты установки (H_{CO}) сенсора

Коэффициент	$W_{CO}=A \cdot H_{CO}^B$		
	Картон	Линолеум	Древесина
А	3,231	0,079	0,335
В	-0,821	-0,975	-1,163

Поправочный коэффициент, характеризующий высоту установки датчика СО, равен:

$$k(H) = \frac{W_{CO}(H_{CO})}{W_{CO}(H_{CO_{исх}})} = \frac{A \cdot (H_{CO})^B}{A \cdot (H_{CO_{исх}})^B} = \left(\frac{H_{CO}}{H_{CO_{исх}}} \right)^B$$

В ходе проведения экспериментов было выявлено, что в первом приближении зависимость времени срабатывания датчика от площади помещения является линейной, откуда следует, что поправочный коэффициент по площади равен:

$$k(S) = \frac{S_{исх}}{S}$$

Объединяя $k(H)$ и $k(S)$, получаем поправочный коэффициент вида $k(H,S)$:

$$k(H,S) = k(H) \cdot k(S) = \frac{S_{исх}}{S} \left(\frac{H_{CO}}{H_{CO_{исх}}} \right)^B$$

Следует отметить, что поправочный коэффициент $k(H,S)$ по значениям концентраций СО следует использовать в случае, когда газоаналитический датчик устанавливается не под потолком. Для случая установки датчика под потолком следует использовать поправочный коэффициент по объему. Это обусловлено тем, что при установке сенсора под потолком помещения возрастает эффект «накопления» оксида углерода в верхней части помещения в сравнении со случаем, когда сенсор располагается ниже. В случае если сенсор располагается не под потолком помещения, для перерасчета показателей датчиков концентрации СО используется следующая формула:

$$C'_{CO} = C_{исх} \cdot k(H,S) = C_{исх} \cdot \frac{S_{исх}}{S} \left(\frac{H_{CO}}{H_{CO_{исх}}} \right)^B$$

2.2. Получение поправочных коэффициентов для базы данных по дымовым датчикам

Установлено влияние высоты установки дымовых датчиков над очагом возгорания на время задержки срабатывания дымового пожарного извещателя. Рассмотрен случай неосторожного обращения с нагревательным оборудованием. Для данного случая была получена следующая аппроксимационная зависимость времени задержки срабатывания дымового датчика (t_D) от высоты установки над очагом (H):

$$t_D = A \cdot H^B.$$

Коэффициенты А и В для данной зависимости представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Коэффициенты для аппроксимационной зависимости времени срабатывания дымового пожарного извещателя от высоты установки датчика над очагом

Коэффициент	$t_D = A \cdot H^B$		
	Картон	Линолеум	Древесина
А	53,530	54,175	120,497
В	0,719	0,837	0,882

Таким образом, поправочный коэффициент, характеризующий высоту установки дымового датчика над очагом пожара, можно принять следующим:

$$k(H) = \frac{t(H)}{t(H_{исх})} = \frac{A \cdot H^B}{A \cdot H_{исх}^B} = \left(\frac{H}{H_{исх}} \right)^B$$

Искомый поправочный коэффициент является отношением прогнозируемого времени задержки срабатывания датчика в помещении к времени задержки срабатывания дымового датчика в исходном помещении (площадь $S_{исх}=1,5$ м², высота $H_{исх}=1,2$ м), на базе которого была получена исходная база данных, параметры которой были определены экспериментальным путем. Данный коэффициент является функцией от высоты и площади помещения:

$$k(H,S) = k(H) \cdot k(S) = \frac{S}{S_{исх}} \cdot \left(\frac{H}{H_{исх}} \right)^B$$

Таким образом, для перерасчета времени срабатывания дымового пожарного извещателя следует использовать следующую формулу:

$$t_D' = t_{D_{исх}} \cdot \frac{S}{S_{исх}} \cdot \left(\frac{H}{H_{исх}} \right)^B$$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

По результатам цикла экспериментальных исследований процессов термического разложения строительных и отделочных материалов в помещениях с разными габаритами получены поправочные коэффициенты для перерасчета базы данных по срабатыванию технических средств обнаружения возгораний в соответствии с характеристиками помещения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Bonner M., Wegrzynski W., Papis B.K., Rein G. A top-down, statistical approach to understand the fire performance of building facades using stand-ard test data // Building and Environment. 2020. V.169. 106540.
2. Zhdanova A., Volkov R., Sviridenko A., Kuznetsov G., Strizhak P. Influence of Compartment Fire Behavior at Ignition and Combustion Development Stages on the Operation of Fire Detectors // Fire. 2022. Vol. 5.
3. Kuznetsov G.V., Volkov R.S., Sviridenko A.S., Strizhak P.A. Fire detection and suppression in rooms with different geometries // Journal of Building Engineering. 2024. V. 90, 109427.
4. Kuznetsov G.V., Volkov R.S., Sviridenko A.S., Strizhak P.A. Reduction of response time of fire detection and containment systems in compartments // Fire Safety Journal. 2024. V. 144, 104089

ВЛИЯНИЕ ДОЛИ ВОДОРОДА В ВОДОРОДСОДЕРЖАЩИХ ГАЗАХ НА ЭМИССИЮ ОКСИДОВ АЗОТА ПРИ СЖИГАНИИ ТОПЛИВА В ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВКАХ

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время в мире все большее внимание уделяется борьбе с глобальным потеплением, вызванным антропогенными выбросами парниковых газов. В целях борьбы с изменением климата и его негативными последствиями большинство стран мира присоединились к Парижскому соглашению [1], целью которого является существенное сокращение глобальных выбросов парниковых газов и ограничение повышения глобальной температуры в этом столетии не более двух градусов Цельсия. Следуя Парижскому соглашению, эти страны объявили климатические цели и обязательства по сокращению выбросов парниковых газов и намерены обеспечить углеродную нейтральность к 2050-2060 г.г. [2].

Российская Федерация подписала Парижское соглашение в 2016 году. В этой связи Указом Президента РФ Правительству Российской Федерации поручено обеспечить к 2030 году сокращение выбросов парниковых газов до 70% относительно 1990 г., разработать стратегию развития страны с низким уровнем выбросов парниковых газов до 2050 г. и обеспечить создание условий для реализации мер по сокращению выбросов парниковых газов [3, 4].

1. ОСНОВНЫЕ КОНЦЕПЦИИ

1.1. Водородсодержащие газы (ВСГ)

Использование традиционных топлив в теплоэнергетике не позволяет обеспечить углеродную нейтральность в полном объеме. В этой связи в последнее время во всем мире все больше внимания уделяется перспективам развития водородной энергетики. Однако использование водорода в чистом виде в энергетических установках связано с рядом серьезных проблем его коммерческого производства, безопасного хранения и транспортировки, а также сжигания. Поэтому в качестве первого шага рассматривается добавление водорода к природному газу в магистральных и распределительных сетях и сжигание водородсодержащих газов.

Использование ВСГ даёт возможность снизить эмиссию углекислого газа по сравнению со сжиганием природного газа. Расчётные оценки показывают, что при добавлении 20-30 % (по объёму) водорода в природный газ, можно обеспечить снижение выбросов в атмосферу углекислого газа на 7-11% [5]. При этом переход на сжигание чистого водорода позволяет обеспечить полную углерод-

ную нейтральность продуктов сгорания (рис. 1). Сжигание топлив помимо выбросов CO_2 сопровождается эмиссией таких загрязняющих веществ, как оксиды азота, процессы образования которых при сжигании ВСГ еще недостаточно изучены.

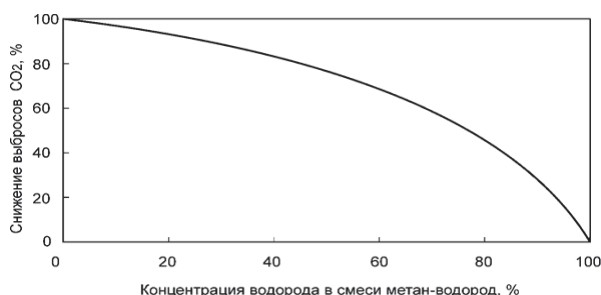


Рис. 1. Зависимость снижения выбросов CO_2 от объёмной доли водорода в ВСГ.

1.2. Эмиссия оксидов азота (NO_x)

При сжигании органических топлив азот, содержащийся в воздухе и топливе, становится реакционноспособным и, соединяясь с кислородом, образует оксиды $\text{NO}_x = \text{NO} + \text{NO}_2 + \text{N}_2\text{O}$. При этом основная доля образовавшихся NO_x , а именно 95—100 %, приходится на монооксид азота NO , эмиссия которых происходит по расширенному механизму Я.Б. Зельдовича в области высоких температур свыше 1800K [6]:



Диоксид NO_2 и гемеиоксид N_2O азота образуются в значительно меньшем количестве. Доля NO_2 в общем выходе NO_x обычно не превышает 2-4%, а доля N_2O составляет сотые доли процента.

Оксиды азота $\text{NO}_x = (\text{NO} + \text{NO}_2)$ являются одними из основных маркерных загрязняющих веществ, выбросы которых в атмосферный воздух нормируются и контролируются при сжигании органических топлив в энергетических установках. Поэтому изучение процессов их образования при сжигании ВСГ и чистого водорода в энергетических установках является актуальной задачей.

2. МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Исследование кинетики образования оксидов азота выполнялось с помощью пакета прикладных программ для ЭВМ «РОСА», позволяющем проводить расчётные исследования кинетических про-

цессов сжигания предварительно перемешанных газоздушных смесей и образования термических, быстрых и топливных оксидов азота. В проведенных расчетах исследовалось влияние на данные процессы состава метано-водородных смесей и температуры процесса горения. Все расчеты выполнялись при атмосферном давлении, коэффициенте избытка воздуха $\alpha = 1,05$ и постоянной температуре горения в диапазоне от 1800 до 2000К с шагом 50К. Объемное содержание водорода в ВСГ менялось от 0 до 100%.

Для оценки вклада разных химических реакций в образование и расходование конкретных веществ в процессе горения топливовоздушной смеси производилось вычисление численных значений интегралов скоростей химических реакций

$$I_i = \int_0^t W_i dt, \quad (4)$$

где W_i – скорость i -ой химической реакции по закону действующих масс, t – время протекания процесса горения.

3. ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Результаты проведенных численных экспериментов показали однозначное снижение выхода монооксида и диоксида азота при увеличении содержания водорода в составе ВСГ (рис. 2). Указанная тенденция была характерна для всего исследуемого температурного диапазона. Однако с увеличением доли водорода в составе ВСГ влияние температуры на конечный выход NO_x заметно снижалось.

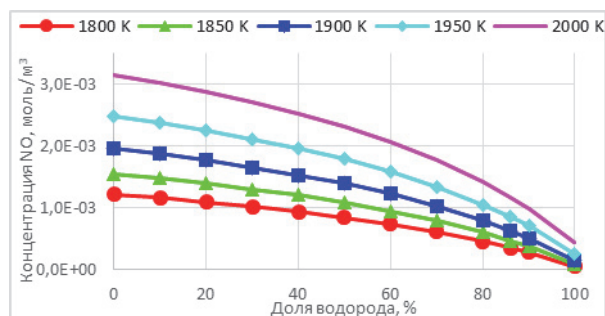


Рис. 2. Зависимость эмиссии NO от объёмной доли водорода в ВСГ при различных температурах протекания реакции.

Анализ численных значений скоростей химических реакций W показал, что с увеличением доли водорода от 0 до 100% скорости химических реакций (2) и (3) снижались на порядок. Одновременно влияние содержания водорода на скорость реакции (1) было незначительным.

В свою очередь анализ численных значений интегралов скоростей химических реакций I_i показал, что водород H_2 в составе ВСГ в силу своей высокой реакционной способности на начальной стадии процесса горения реагирует с образованием значительного количества атомарного водорода H и гидроксидов OH, благодаря которым происходит достаточно быстрое образование молекул воды. Из-за меньших скоростей реакций (1) – (3) образование

оксидов азота из молекулярного азота воздуха N_2 начинается позже при «дефиците» основных окислителей O и OH, что является причиной снижения их эмиссии (рис.3).

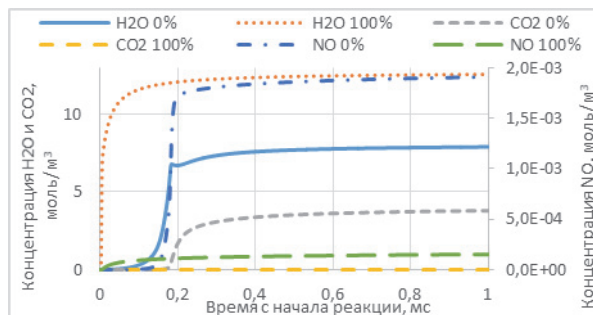


Рис. 3. Динамика образования продуктов сгорания в зависимости от доли водорода в составе ВСГ при температуре 1900К

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведённые исследования показывают, что с ростом доли водорода в ВСГ концентрация оксидов азота снижается. Механизм, благодаря которому, происходит это снижение ещё предстоит детально изучить с точки зрения изменений скоростей реакций, протекающих при сжигании органических топлив.

Параметры, при которых проводились исследования, характерны для топков энергетических котлов, однако сжигание в них ВСГ проблематично по техническим и экономическим причинам. Поэтому в дальнейшем необходимы исследования эмиссионных процессов при рабочих параметрах, характерных для современных камер сгорания ГТУ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Paris Agreement United Nations, 2015 // [Электрон. ресурс]. https://unfccc.int/files/essential_background/convention/application/pdf/english_paris_agreement.pdf
2. Gas for Climate – Gas Decarbonization Pathways 2020-2050. Guidehouse. April 2020 // [Электрон. ресурс]. <https://gasforclimate2050.eu/wp-content/uploads/2020/04/Gas-for-Climate-Gas-Decarbonisation-Pathways-2020-2050.pdf>
3. Указ Президента РФ от 4 ноября 2020 года № 666 «О сокращении выбросов парниковых газов». // [Электрон. ресурс]. <http://www.kremlin.ru/acts/bank/45990>
4. Распоряжение ПП РФ от 29 октября 2021 г. № 3052-р. Об утверждении «Стратегии социально-экономического развития Российской Федерации с низким уровнем выбросов парниковых газов до 2050 года» // [Электрон. ресурс]. <http://publication.pravo.gov.ru/Document/View/0001202111010022/>
5. Росляков П.В., Рыбаков Б.А., Савитенко М.А., Ионкин И.Л., Луниг Б. Оценки возможностей снижения выбросов парниковых газов при сжигании топлив в котлах ТЭС и котельных // Теплоэнергетика. 2022. №9. С. 97–106.
6. Росляков П.В. Методы защиты окружающей среды : учебник для вузов /П.В. Росляков. М.: Издательский дом МЭИ, 2007. 336 с.: ил.

АКТУАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ И ОБОСНОВАНИЕ СПОСОБОВ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ ЭНЕРГОУСТАНОВОК

ВВЕДЕНИЕ

Целью проводимых исследований является разработка научно обоснованных рекомендаций для оптимизации конструктивных и компоновочных решений, обеспечивающих повышение энергоэффективности и работоспособности энергопроизводящих установок различного назначения. Рассмотрены механизмы, приводящие к формированию устойчивых вихревых структур во внутренних турбулентных закрученных течениях, имеющих место в сложных каналах энергетических установок. Представлены результаты расчетно-теоретического моделирования процессов вихреобразования и их влияние на теплообмен. Рассмотрены эффекты, связанные с проявлением кризиса закрученного потока, влияющие на работу парогенераторов судовых ЯЭУ. Показано, что генерация устойчивых вихреобразований в элементах оборудования ЯЭУ интегрального типа может быть непосредственно связана с механизмом возбуждения опасных вибро-резонансных эффектов. Предложен способ интенсификации теплообмена в парогенерирующих каналах за счет применения витых труб овального профиля. Для решения оптимизационных задач предложен выбор критерия теплогидравлической эффективности.

1. ОГРАНИЧИВАЮЩИЕ ЭФФЕКТЫ И КРИЗИСНЫЕ ЯВЛЕНИЯ

Современный уровень развития энергетики, аэрокосмической техники, наземного и водного транспорта, химической и других отраслей промышленности неразрывно связан с использованием большого разнообразия энергетических установок, классификация которых может быть представлена в широком спектре конструктивных решений, зависящих от их целевого назначения.

Вместе с тем, в настоящей работе показано, что для энергетических установок различного класса можно выделить ряд физических явлений, оказывающих основное влияние на эффективность их работы, обусловленную особенностями протекания процессов гидродинамики и теплообмена в каналах сложной геометрии. И, прежде всего, это закрутка потока, целенаправленно организованная или несанкционированно возникающая в элементах конструкций сложной геометрии.

В энергоустановках любого типа для обеспечения безопасности и надежности их работы должны быть учтены ограничивающие физические эффек-

ты, связанные с такими критическими явлениями, как: кризис истечения, кризис закрученного потока, генерация акустических колебаний, фазовые переходы, резонансные эффекты, автоколебания и ударно-волновые процессы. Целенаправленные исследования показали, что при сложной геометрии каналов теплогидравлического тракта, отличающихся трехмерной пространственной кривизной и переменностью проходного сечения, специально организованная, как, например, в камерах сгорания, или возникающая в определенных динамических режимах работы ядерной энергетической установки (ЯЭУ) несанкционированная закрутка потока может приводить к эффекту ограничения расхода рабочего тела, обусловленному кризисом закрученного течения [1,2]. Установлено, что явление кризиса закрученного потока сопровождается формированием устойчивой крупномасштабной вихревой структуры потока в форме тороидальных или спиральных вихрей, генерацией акустических колебаний [3] и большими потерями давления, требующимися для формирования зоны рециркуляционного течения, препятствующего расходу рабочих сред.

2. МЕХАНИЗМЫ ВИХРЕВОЙ СТРУКТУРИЗАЦИИ РАБОЧИХ СРЕД И ИХ ВЛИЯНИЕ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАБОТЫ ЭНЕРГОУСТАНОВОК

Экспериментальные исследования условий возникновения устойчивой макровихревой структуры потоков на фоне развитого турбулентного течения были предприняты более 50 лет назад в работах В.К. Щукина и А.А. Халатова [4,5] в связи с особенностями влияния процессов вихревой структуризации на теплообмен в каналах энергетических установок. В продолжение этой темы в работе [6] были рассмотрены факторы, влияющие на вихревую структуру турбулентных потоков в криволинейных и закрученных течениях, а также разработаны методы математического моделирования гидродинамики и теплообмена для наиболее характерных типов каналов с завихрителями различной конфигурации. Вместе с тем, теоретическое рассмотрение вопроса о механизмах вихревой структуризации текучих сред был поставлен относительно недавно в работах [7, 8]. Привлечение анализа термодинамической устойчивости [9] дало возможность объяснить механизм генерации крупномасштабных вихреобразований и определить критиче-

ские условия возникновения детерминированной вихревой структуры турбулентных течений в каналах сложной геометрии. Полученные аналитические зависимости получили экспериментальное подтверждение.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

В качестве объектов моделирования были выбраны элементы теплогидравлического тракта реакторной установки интегрального типа нового поколения РИТМ-200 и парогенератора судовой ЯЭУ. Рассматривалось несколько тестовых задач, соответствующих случаям течения, которые могут иметь место при петлевом подключении, пусковом и переходных режимах работы реактора, из-за возникновения закручивающего момента за счёт конструктивных особенностей или из-за рассогласованности работы насосов. Вычислительные эксперименты показали, что результаты расчетов, проведенных с использованием различных моделей турбулентности, хотя и имеют различия, но, вместе с тем, указывают на один и тот же качественный результат: при выбранной схеме подвода теплоносителя в напорном коллекторе должны возникать крупномасштабные вихри, частота вращения в которых и амплитуда генерируемых ими колебаний зависят от выбранной геометрии и величины расхода теплоносителя.

Полученные в расчетах 3-х мерные картины скоростного поля течения указывают на формирование зон реверсивного (возвратного) закрученного течения – крупномасштабного вихреобразования, топологически соответствующего так называемой вихревой или гидравлической пробке. Именно возникновением этого гидродинамического эффекта, соответствующего режиму кризиса закрученного потока, удалось объяснить аномальную стратификацию температурного поля в трубопроводной системе компенсации давления.

Соответствующие этому случаю примеры расчета представлены на рис. 1 а,б.

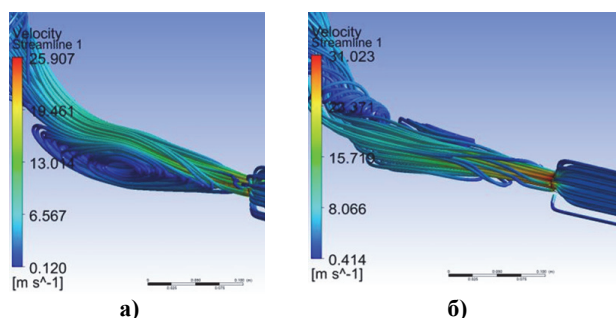


Рис. 1. Возвратное течение перед изгибом трубопровода: а) – через 0,5 сек, б) – через 5 сек от начала процесса наброса мощности ядерного реактора

Расчеты показали, что в рассматриваемом элементе конструкции трубопровода системы компенсации давления, сочетающем в себе участок конфу-

зорно-диффузорного переменного сечения с последующим изгибом, при определенном изменении мощности ядерного реактора поле течения становится существенно нестационарным. При этом характер его изменения (отличие картины течения на рис. 1 а и б) указывает на явление термоциклирования из-за перемещения зоны возвратного течения и разности температур основного потока и температуры зоны рециркуляции. Было также обнаружено, что порождаемые при этом автоколебания, в свою очередь, могут приводить к резонансному возбуждению вибрационного процесса как в самой системе компенсации давления, так и в других элементах судовой ЯЭУ.

4. РЕШЕНИЕ ОПТИМИЗАЦИОННЫХ ЗАДАЧ НА ОСНОВЕ ВЫБОРА КРИТЕРИЯ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ

Показано, что выбор критерия эффективности энергетических установок зависит от цели оптимизации и не является однозначным. Так, для судовых ЯЭУ, массогабаритные характеристики которых могут быть оптимизированы, должны быть рассмотрены как коллекторные системы и устройства активной зоны ядерного реактора, так и теплоэнергетическое оборудование второго и других контуров (парогенераторы, теплообменники, и т.п.). Возможность повышения теплогидравлической эффективности и работоспособности ЯЭУ в целом зависит также от надежной работы таких систем, как системы охлаждения оборудования электрогенерирующих и паропроизводящих установок (ППУ), подогревателей питательной воды, дроссельно-увлажнительных устройств, трубных систем конденсаторов ППУ, маслоохладителей и т.д., характеристики которых также могут быть значительно улучшены за счет использования интенсификации теплообменных процессов.

Одним из способов интенсификации с целью повышения критерия теплоэнергетической эффективности Ψ может быть применение на участках с ухудшенным теплообменом, к которым можно отнести экономайзерную и пароперегревательную зоны, каналов и пучков витых труб сложной геометрии. Интенсификация теплообмена в таких каналах достигается за счет одновременного действия двух факторов: увеличения площади теплообменной поверхности и генерации закрутки потока.

На рис. 2 представлены примеры расчета полей температуры в сечениях витых труб крестообразного и овального профиля на длине 0,5 м от входа в пароперегревательный участок. В результате сравнения данных, полученных на пароперегревательном участке при расчетных исследованиях тепло-массообмена в витых парогенерирующих каналах овальной и крестообразной формы, с опытными данными для каналов круглого сечения, был выявлен эффект увеличения коэффициента теплопередачи на 10 ÷ 12% за счет более высоких коэффициентов теплоотдачи, как внутри, так и снаружи витых труб [10].

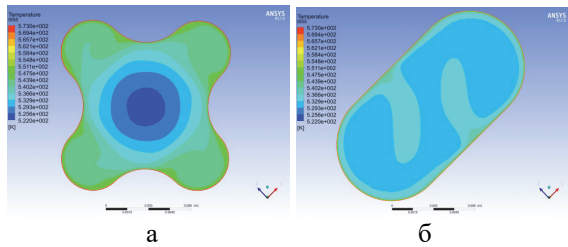


Рис. 2. Результаты расчета температуры перегретого пара в обогреваемых витых каналах а) крестообразного и б) - овального профиля.

В работе [10] было установлено, что для исследованного диапазона углов закрутки витых труб $18^\circ \div 30^\circ$ величина коэффициента теплоотдачи для перегретого пара при течении в трубах овального профиля систематически превышает значение коэффициента теплоотдачи в витых трубах крестообразного профиля. Верификация расчетных результатов осуществлялась на основе сравнения с результатами исследований, проведенных под руководством Г.А. Дрейцера, для использования сборок витых труб в воздухо-воздушных теплообменниках [11].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Полученные результаты показали, что реализация режима, соответствующего кризису закрученного течения, приводит не только к резкому повышению гидравлических потерь, что снижает теплогидравлическую эффективность работы установки, но и к генерации акустических колебаний, что может быть связано с появлением опасных резонансных эффектов, ведущих к развитию прочностных дефектов и аварийным ситуациям.

Работа выполнена при поддержке Российского Научного Фонда: грант РНФ № 23-29-00373, <http://rscf.ru/project/23-29-00373/>.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Olga V. Mitrofanova Vortex Structurization of Swirl Flows in Energy Systems // Heat Transfer Engineering, September 2022, V.44, №6, P. 1-12.
2. Митрофанова О.В., Ивлев О.А., Ургенов Д.С., Федоринов А.В. Оценка влияния кризисного течения закрученного потока на теплогидравлическую эффективность судовых ядерных энергетических установок. // Тепловые процессы в технике. 2019. Т. 11. №6. С. 242–249.
3. Митрофанова О.В., Поздеева И.Г. Экспериментальные исследования связи вихревой структуры течения с акустическими явлениями течений // Труды Седьмой Российской национальной конференции по теплообмену: Т.1, М.: Издательский дом МЭИ, 2018. С. 215-218.
4. Щукин В.К. Теплообмен и гидродинамика внутренних потоков в полях массовых сил. 2-е изд., перераб. и доп. М.:Машиностроение, 1980. 331 с.
5. Щукин В.К., Халатов А.А. Теплообмен, массообмен и гидродинамика закрученных потоков в осесимметричных каналах. М.: Машиностроение, 1982. 200 с.
6. Митрофанова О.В. Гидродинамика и теплообмен закрученных потоков в каналах ядерно-энергетических установок. М.:Физматлит, 2010. 288 с.
7. Митрофанова О.В. О структурном подобии устойчивых форм спирально-вихревого движения // Инженерно-физический журнал. 2017. Т. 90. № 5. С. 1179-1192.
8. Митрофанова О.В. Проблемы моделирования сложных вихревых течений // Труды Седьмой Российской национальной конференции по теплообмену: Т.1. М.: Издательский дом МЭИ. 2018. С. 32-35.
9. Новиков И.И. Термодинамика спинодалей и фазовых переходов. М.: Наука, 2000. 165 с.
10. Митрофанова О.В., Ивлев О.А., Федоринов А.В. О возможности применения сборки витых труб в парогенерирующих системах транспортных ядерных энергетических установок // Тепловые процессы в технике. 2018. Т. 10. №5-6. С. 238-244.
11. Дрейцер Г.А. Эффективность использования закрутки потока для интенсификации теплообмена в трубчатых теплообменных аппаратах. // Теплоэнергетика. 1997. № 11. С. 61-65.

ДИАГНОСТИКА ОПАСНЫХ ВИБРОШУМОВЫХ РЕЖИМОВ РАБОТЫ СЛОЖНЫХ ГИДРОМЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ НА ОСНОВЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МЕТОДА АКУСТИЧЕСКИХ РЕЗОНАНСОВ

ВВЕДЕНИЕ

Проблема повышения безопасности эксплуатации и увеличения ресурса работы оборудования энергетических установок не перестает быть актуальной, особенно для ядерных энергетических установок. Одним из аспектов этой проблемы является разработка методов раннего выявления и диагностики опасных виброшумовых режимов работы установок.

Широко известно явление генерации акустических колебаний в жидких и газообразных средах в результате вихреобразования [1]. Традиционно это явление рассматривается как следствие внешнего обтекания тела потоком среды. Как показано в работах [2, 3], возникновение акустических колебаний может быть вызвано также формированием внутренней вихревой структуры закрученного потока. Излучение средой упругих волн вызвано локальной динамической перестройкой ее структуры, которая связана с эффектами генерации когерентных вихревых структур.

1. ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА АКУСТИЧЕСКИХ РЕЗОНАНСОВ ДЛЯ ДИАГНОСТИКИ И МОНИТОРИНГА

Метод акустических резонансов строится на основе измерений амплитудно-частотных характеристики акустических колебаний, несущих информацию об изменении локального поля давления, вихревой структуре потока и неоднородностях текущей среды [4].

Теоретический подход, используемый для определения корреляционных связей между регистрируемыми параметрами акустического излучения и воспроизводимыми образцами детерминированных вихревых структур, основан на термодинамической теории кризисов устойчивости в конденсированных средах [4] и результатах физико-математического моделирования.

Подробное описание экспериментальной установки приведено в работе [5]. Рабочий участок – цилиндрическая вихревая камера, в нижнюю часть которой по тангенциальному подводу нагнетался компрессором осушенный воздух. В верхней торцевой поверхности камеры, выполненной из плексигласа, имелось центральное отверстие. Незакрепленная преграда в виде круглого диска, также выполненного из плексигласа, могла свободно вращаться и перемещаться вдоль вертикальной оси.

В ходе эксперимента давление потока воздуха в тангенциальном подводе плавно повышалось от нуля до 5-6 атм. Данные расходомера на входе в вихревую камеру и внешнего микрофона записывались на компьютер в режиме реального времени. На рис.1 представлены развертка акустического сигнала, на рис.2 – график изменения расхода осушенного воздуха во время эксперимента. На графике изменения расхода отмечены характерные промежутки времени I-III, акустические спектры которых представлены на рис.3 а)-в) соответственно

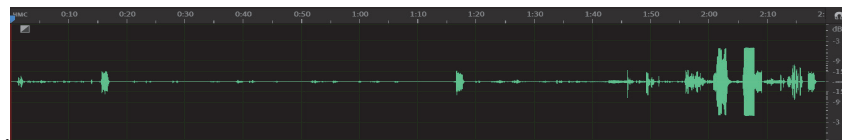


Рис. 1. Развертка записанного внешним микрофоном акустического сигнала.

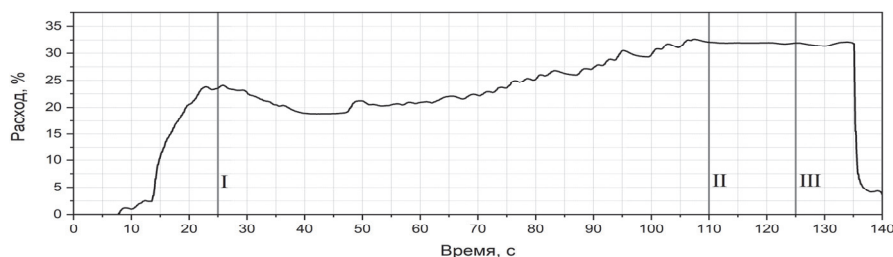


Рис.2. График изменения расхода через вихревую камеру во время эксперимента.

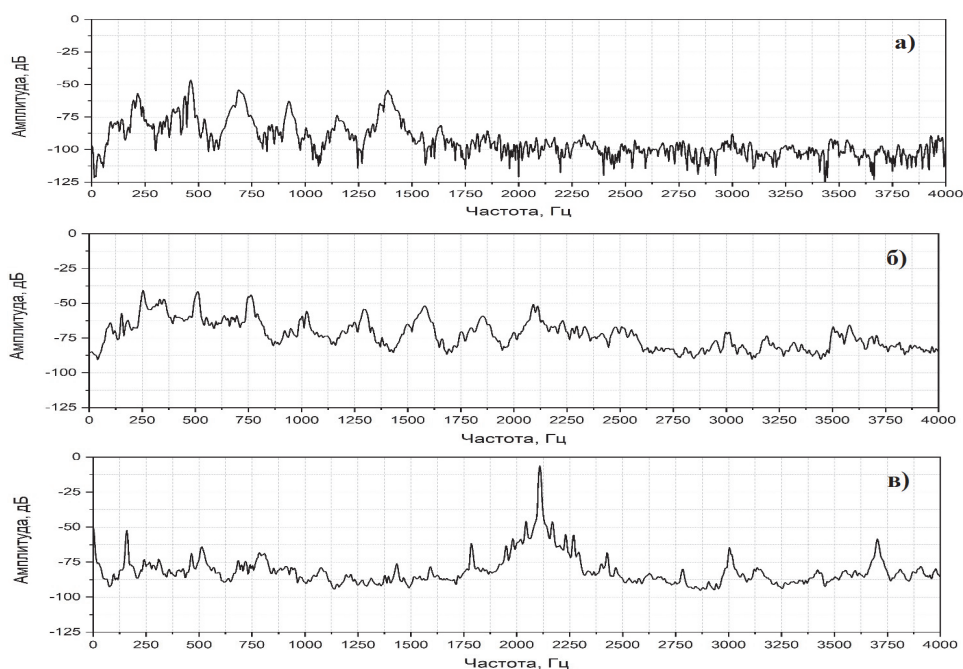


Рис. 3. Акустические спектры а)-в), соответствующие отмеченным на рис. 2 моментам времени I-III.

Спектр на рис.3 (а) соответствует моменту времени 25 с на рис. 2, который отмечен как I. После 25 с, несмотря на повышение давления на входе в вихревую камеру, было зафиксировано падение расхода до момента 50 с. Затем, как отмечено на рис. 2, до 110 с расход вновь увеличивался. Временное падение расхода связано с перестройкой структуры потока. На спектре рис.3 (а) выделяются преимущественно низкочастотные пики в области от 0 до 1500 Гц, обладающие низкой интенсивностью. Реализуется дозвуковой режим.

В момент времени 110 с на рис. 2, отмеченном как II, в зависимости расхода воздуха наблюдается плато. Наступает явление кризиса закрученного потока [4], когда повышение разницы давления между входом и атмосферой не приводит к повышению расхода через рабочий участок. В соответствующем акустическом спектре фиксируется ряд пиков в диапазоне от 0 до 2500 Гц., частоты которых кратны друг-другу. Реализуется режим биений.

Дальнейшее повышение разницы давлений привело к наступлению резонансного режима в момент 125 с, отмеченный как III на рис.2. Несмотря на практически отсутствующее изменение величины расхода в сравнении с режимом биений, на развертке акустического сигнала (рис.1) видно резкое повышение интенсивности колебаний. На соответствующем спектре рис.3 (в) отчетливо различим резонансный пик на частоте 2110 Гц, что достаточно близко к оценке собственной частоты стоячей цилиндрической волны в вихровой камере.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В данной работе на основе исследования импактного закрученного течения в вихровой камере были рассмотрены три режима истечения: дозвуковой, режим биений и резонансный. В режиме биений фиксировались звуковые колебания средней

интенсивности, а в резонансном режиме – высокой. Результаты исследований показали, что применение метода акустических резонансов дает возможность еще в дозвуковом режиме диагностировать эффект вихревой структуризации течения по регистрации пиков на амплитудно-частотной характеристике, соответствующих характерным частотам формирующихся устойчивых вихреобразований, близких к спектру частот собственных колебаний вихровой камеры. Результаты проведенных экспериментов позволяют сделать вывод, что метод акустических резонансов может быть использован для диагностики опасных с точки зрения резонансного возбуждения виброшумовых режимов работы энергетических установок.

Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда, грант №23-29-00373.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Блохинцев Д.И.** Акустика неоднородной движущейся среды. 2-е изд. М.: Наука, 1981. 206 с.
2. **Исследование механизма акустических колебаний в закрученных течениях** / О. В. Митрофанова, П. П. Егорцов, Л. С. Кокорев и др. // ТВТ. 2010. Т. 48, № 2. С. 241–249.
3. **Митрофанова О.В., Поздеева И.Г.** Исследование механизма саморегулирования акустических колебаний в импактном закрученном течении //Механика жидкости и газа. 2015. № 5. С. 54–63.
4. **Новиков И.И.** Термодинамика. М.: Машиностроение. 1984. 592 с.
5. **Поздеева И.Г.** Исследование гидродинамики и механизмов генерации акустических колебаний в сложных вихревых течениях. / И.Г. Поздеева: дис. ... канд. техн. наук. М., НИЯУ МИФИ, 2019. 117с.

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ, ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ И ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ОЦЕНКИ ГЕНЕРАЦИИ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ НА ОСНОВЕ CO₂ ЦИКЛОВ

ВВЕДЕНИЕ

Современная климатическая повестка связана со снижением роста температуры на планете и требует сокращения антропогенного выброса углекислого газа в атмосферу. Одним из основных источников его выброса является энергетика на органическом топливе. Её доля в мировом энергобалансе велика и, даже в условия снижения, продолжает оставаться доминирующей. Поэтому задачи развития энергетики на органическом топливе рассматривают через призму сокращения эмиссии CO₂ в атмосферу, в том числе и в России.

Рассматриваются разные варианты развития энергетики на органическом топливе, направленные на снижение выбросов загрязняющих атмосферу газов при его сжигании. При этом в полной мере углерод нейтральные технологии производства электроэнергии на органическом топливе в мире пока не разработаны. Ведутся поисковые и опытные работы в различной стадии готовности.

На этом фоне развивается направление, связанное с созданием новых CO₂ циклов, где углекислый газ используется в качестве рабочего тела. Газообразное топливо сжигается в кислороде, а продукты сгорания (углекислый газ с небольшим количеством водяных паров, обусловленных водородом топлива) являются рабочим телом. В этом случае не требуется применение систем улавливания CO₂ из продуктов сгорания, а его избыток может выводиться из цикла под рабочим давлением и сразу направляться трубопроводным транспортом к месту захоронения в подземном горизонте.

1. ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ

Наиболее известны три принципиальных вида энергетического цикла с использованием диоксида углерода в качестве рабочего тела.

Цикл Аллама (разработчик R.J. Allam, Великобритания, за создание теоретических основ цикла удостоен премии "Глобальная энергия" в 2012 году). Особенностью цикла является минимальное содержание водяных паров в составе рабочего тела и реализация ступенчатого повышения давления в компрессоре и насосе при огибании кривой насыщения углекислого газа с полным улавливанием парниковых газов.

Цикл ОИВТ (разработчик ОИВТ РАН, под руководством А.С. Косого, Россия). Особенностью технического решения является конденсация рабочего тела – углекислоты, и применение насоса в системе повышения давления углекислого газа в жидкой фазе. Разработана теплофикационная уста-

новка. В литературе данный вариант цикла с конденсацией CO₂ так же имеет название Allam-Z.

Цикл Граца (предложен Х. Джериха, технологический университет Граца, Австрия). Отличается множественными слияниями и разделениями рабочего тела с преобладающим содержанием воды. Наличие воды позволяет обеспечить высокие давления после ее конденсации, но усложняет организацию процессов, технологичность и оборудование. В то же время цикл Граца обладает наилучшими показателями эффективности (68%) при сжигании чистого водорода, что делает его пароводяным и не позволяет в полной мере отнести к углекислотным.

В настоящем исследовании предлагается проанализировать семейство принципиальных вариантов энергетического цикла на углекислом газе, отражающее большинство характерных особенностей данных циклов. В связи с этим к рассмотрению (помимо прямых аналогов, представленных в литературе) дополнительно принимаются два закрытых цикла – с чисто компрессорным сжатием и авторский вариант с бескомпрессорным бесконденсационным повышением давления за счет использования свойств сверхкритического CO₂ (патент РФ №2810854)

Принятые к рассмотрению варианты цикла представлены на рис. 1.

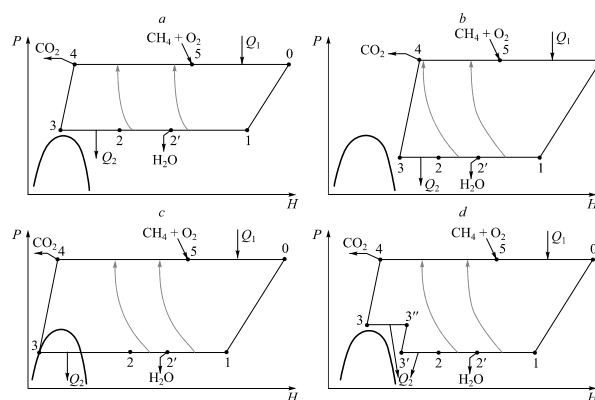


Рис. 1. Рассматриваемые варианты базовых конфигураций энергетического цикла на сверхкритическом углекислом газе с кислородным сжиганием топлива.

В основе базовых технологических решений лежит сжигание газообразного топлива в кислороде с получением в качестве продуктов сгорания CO₂ и H₂O, из которых образуют рабочее тело цикла. Воду выводят из цикла в системе регенерации в процессе ее конденсации, а избыток CO₂ направляют на захоронение. Чистота углекислого газа, как и степень его улавливания, в данном случае стремятся к 100%.

2. ЦЕЛЬ И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Целью исследования является комплексное рассмотрение различных конфигураций кислородно-топливных энергетических циклов с использованием диоксида углерода в качестве рабочего тела с определением взаимосвязанных термодинамических, энергетических и технико-экономических характеристик в зависимости от архитектуры и параметров цикла для выявления основных закономерностей и выработки рекомендаций по созданию оптимальной конфигурации углекислотной установки по критерию эффективности производства эл/эн с нулевыми выбросами.

Задачами исследования являются:

1. Разработка методических основ создания углерод нейтральных технологий производства электроэнергии на основе циклов с нулевыми выбросами.
2. Проведение термодинамического анализа различных конфигураций энергетического цикла на углекислом газе, отражающих все основные принципиальные особенности подобных циклов: с наличием конденсации рабочего тела и без нее; с компрессорным, насосным или комбинированным способом повышения давления; с расположением рабочих процессов цикла в зоне докритических или закритических параметров углекислого газа.
3. Разработка технических и технологических решений по реализации энергетических установок на основе циклов с нулевыми выбросами. Оценка величины собственных нужд CO₂ энергоблока, эффективности производства и отпуска электроэнергии (КПД брутто и КПД нетто).
4. Проведение технико-экономического сравнения различных технических решений циклов с нулевыми выбросами как между собой, так и с традиционными широко используемыми способами производства электроэнергии (ГТУ, ПСУ, ПГУ).

Новизна предлагаемых к исследованию технических решений подтверждается патентом на способ производства электроэнергии на основе закритического цикла на углекислом газе (патент РФ №2810854), способом подземной газификации угля с производством электроэнергии (патент РФ 2816145) с использованием CO₂ цикла.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ

В ходе многопараметрических исследований [1-4] были определены следующие характеристики CO₂ циклов и энергоустановок на их основе.

В базовых конфигурациях CO₂-циклы имеют КПД выработки электроэнергии 65-73% при параметрах на входе в турбину 1150 °С, 30 МПа, превосходя все традиционные энергоблоки.

Коэффициент собственных нужд CO₂-энергоблоков находится на уровне 22-50% в зависимости от конфигурации и параметров, что делает их менее выгодными по показателю отпуска электроэнергии, чем ПГУ, но предпочтительнее ГТУ, СКП и ССКП с технологиями улавливания и хранения углерода (CCS).

Основной вклад в собственные нужды составля-

ют затраты электроэнергии на производство кислорода (12,8-16%) от полной мощности установки и на привод компрессоров (от 8-10 до 23-32%)

По энергетическим показателям варианты установок в бескомпрессорном исполнении выглядят предпочтительнее, чем варианты, где повышение давления обеспечивается при помощи компрессоров.

Затраты энергии на улавливание и отвод углекислого газа в CO₂ циклах не превышают 1,5%, тогда как в традиционных технологиях затраты на CCS могут достигать до 12-20%.

Эмиссия углекислого газа для CO₂ циклов составляет 100-140 г/МДж, что выше, чем для ПГУ. Однако технологическая схема CO₂ циклов позволяет улавливать почти 100% углекислоты и отводить ее с давлением до 30 МПа против 90% в установках CCS.

Удельные капиталовложения в CO₂-технологии составляют 939-1439 \$/кВт в зависимости от вида технологической схемы, начальных параметров и единичной мощности установок. Стоимость криогенной воздухоразделительной установки для производства кислорода составляет 24-34% от полной стоимости энергоблока и является самым дорогостоящим элементом технологии. На втором месте находится теплообменное оборудование.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведен комплексный анализ взаимосвязанных термодинамических, энергетических и технико-экономических показателей семейства кислородно-топливных энергетических циклов на углекислом газе в сравнении с традиционными тепловыми электростанциями. Результаты и разработанные методики могут масштабироваться, и применяться при анализе развития других направлений энергетического хозяйства в условиях политики сокращения антропогенных выбросов.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 23-29-00035, <https://rsct.ru/project/23-29-00035/>

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алексеев С.В., Щинников П.А., Садкин И.С. Влияние термодинамических параметров на энергетические характеристики CO₂-циклов при кислородном сжигании метана // Теплофизика и аэромеханика. 2023. Т. 30, № 1. С. 89–98.
2. Sadkin I.S., Korepanova E.M., Shchinnikov P.A. On Temperature of Working Fluid Supply to Combustion Chamber in CO₂ Power Cycles with Oxy-Combustion of Methane // Journal of Engineering Thermophysics. 2023. V. 32, No. 4. P. 816–823.
3. Sadkin I.S., Shchinnikov P.A. Thermodynamic features of the regenerative system of direct fired sCO₂ power cycles with oxygen combustion of methane // Applied Thermal Engineering. 2023. V. 234. P. 121301.
4. Щинников П.А., Корепанова Е.М. Влияние термодинамических параметров на мощность воздухоразделительной установки в цикле Аллама // Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики. 2023. Т. 25, № 1. С. 74–81.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ПАРОВОДЯНОМ ТРАКТЕ ЭНЕРГБЛОКА ТЭС НА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКЕ ПО ИЗУЧЕНИЮ СВОЙСТВ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

ВВЕДЕНИЕ

Надежность работы и развитие ТЭС в современных условиях определяется следующими факторами: повышением параметров водного теплоносителя, маневренность оборудования, длительность межпромывочного периода оборудования. На сегодняшний день большое внимание уделяется контролю за качеством водного теплоносителя, для чего внедряются системы химико-технологического мониторинга (СХТМ). СХТМ позволяют оперативно выявлять причины нарушения водно-химического режима и неисправности энергетического оборудования, как в номинальном режиме работы, так и в пусковом.

Экспериментальная установка по изучению физико-химических свойств теплоносителя в пароводяном

тракте энергоблока ТЭС позволяет изучать процессы коррозии и образования отложений, протекающие в подъемных трубах котлов и регенеративной системе подогрева.

1. ОПИСАНИЕ УСТАНОВКИ

Установка, функциональная схема которой представлена на рис. 1, представляет собой модель энергоблока с прямоточным котлом. Материал, из которого изготовлено оборудование стенда, является аналогичным, используемым на тепловых электростанциях. Особое внимание уделено системе химико-технологического мониторинга теплоносителя и автоматизированному управлению дозированием корректирующих реагентов.

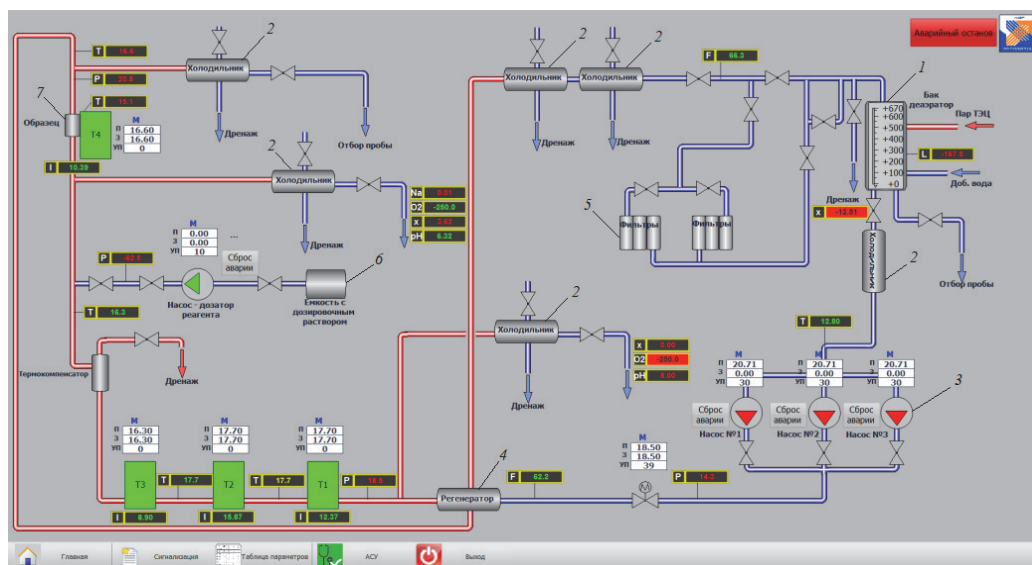


Рис.1. Обзорная видеогрaммa основных систем экспериментальной установки: 1 – бак-деаэратор; 2 – теплообменники для охлаждения исследуемой среды; 3 – насосы; 4 – регенеративный подогреватель для предварительного подогрева воды; T1, T2, T3, T4 – подогреватели; 5 – фильтры смешанного действия 6 – система автоматического дозирования корректирующих реагентов; 7 – экспериментальный участок.

Основной рабочей средой установки являются конденсат пара, поступающий с ТЭЦ МЭИ или обессоленная вода после электродиализной установки, которая характеризуется удельной электрической проводимостью менее 0,07 мкСм/см и рН в диапазоне $7,0 \pm 0,5$.

Пар поступает в приемный бак (1), который одновременно выполняет роль деаэлятора. Из бака (1) деаэрированная вода через регулирующий клапан направляется в регенеративный подогреватель (4), где она нагревается конденсирующимся паром

контура до температуры, близкой к температуре насыщения пара. После регенеративного подогревателя вода поступает в подогреватели (T1, T2, T3) змеевикового типа.

Экспериментальный участок (7) представляет собой обогреваемую вертикальную трубку, изготовленную из углеродистой стали, длина которой определяется условиями проведения эксперимента и может свободно заменяться на другой исследуемый материал.

После экспериментального участка теплоноситель поступает в регенеративный подогреватель, где он охлаждается и нагревает питательную воду.

Отбор проб осуществляется после регенеративного подогревателя и на входе и выходе экспериментального участка. Ввод химических реагентов, используемых для коррекции водно-химического режима, осуществляется насосом дозатором (6) перед экспериментальным участком.

2. ВОЗМОЖНОСТИ И НАЗНАЧЕНИЕ УСТАНОВКИ

Для контроля за качеством рабочей среды на установке имеются три независимые пробоотборные линии, позволяющие отбирать пробы для лабораторного контроля и направлять на приборы автоматического контроля.

Автоматизированная система управления технологическими процессами установки представляет собой цифровую распределенную систему управления. На обзорной мнемосхеме также представлена информация о состоянии водного режима с отображением показателей химического и теплотехнического контроля в виде цифровых значений и графиков.

Возможность вызова графического изображения технологических параметров и данных химического контроля для просмотра интересующих значений в любой момент времени позволяет производить оперативный анализ работы оборудования. При отклонении параметров от нормируемых значений и в случае неисправности работы установки срабатывает сначала предупредительная, а затем аварийная сигнализация. Вся собранная информация о показателях химического и теплотехнического контроля предоставляет возможность анализировать ход технологического процесса всей установки.

На данной установке было выполнено большое количество исследований сотрудниками каф. ТОТ «НИУ «МЭИ» в течение многих лет и получены функциональные зависимости по скорости образования отложений и коррозии металла в воде при высоких температурах и давлениях [1, 2].

Проведены исследования по изучению влияния теплового потока, водно-химических режимов и др. факторов на скорость образования отложений продуктов коррозии железа и меди на поверхности углеродистой стали при давлении 16,0 МПа и температуре воды 330 °С [3, 4].

На сегодняшний день установка оснащена современными приборами теплотехнического и химического контроля качества теплоносителя, системой автоматизированного запуска установки в работу; автоматическим поддержанием рабочих параметров установки; автоматической подачей и поддержанием на заданном уровне концентрации корректирующего реагента в обрабатываемой среде, что позволяет проводить на ней различные виды учебно-экспериментальных работ по изучению физико-химических свойств теплоносителя при давлениях до 24 МПа и температурах до 600 °С.

3. ПЛАНИРУЕМЫЕ РАБОТЫ

Теплоэнергетическое оборудование изготовлено из различных металлических материалов, которые под воздействием рабочей среды подвергаются процессам коррозии [5]. В результате перепада температур и состава агрессивных сред происходит термодинамический процесс окисления металла – химическое разрушение поверхности теплоэнергетического оборудования. Коррозионную стойкость металла к различным факторам можно оценить качественными и количественными методами, проведя экспериментальные исследования на представленной установке (рис. 1).

Целью экспериментальных работ является изучение различных аспектов электрохимической коррозии металлов, роль защитных пленок и их устойчивость в различных средах. Также на установке возможно определение скорости окисления металлов при высоких температурах.

Еще одним циклом работ планируется проведение исследований закономерностей коррозионных процессов конструкционных материалов и процессов образования отложений при различных водно-химических режимах в широком диапазоне рабочих параметров теплоносителя, а также изучение влияния корректирующих реагентов, на протекание коррозионных процессов и образования отложений на теплопередающих поверхностях.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Установка планируется к использованию для проведения учебно-экспериментальных исследований процессов коррозии энергетического оборудования и образования отложений различных соединений на теплопередающих поверхностях в зависимости от таких параметров, как температура, тип водно-химического режима, концентрация примесей и др. при различных режимах работы оборудования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Петрова Т.И., Кашинский В.И., Семенов В.Н. Влияние теплового потока на скорость образования отложений продуктов коррозии железа и меди в котлах // Теплоэнергетика. 2008. № 7. С. 2–5.
2. Петрова Т.И., Кашинский В.И., Макрушин В.В. Влияние водно-химических режимов и органических примесей на скорость коррозии углеродистой стали в воде // Новое в Российской электроэнергетике. 2005. № 3. С. 16–22.
3. Petrova T., Kashinsky V., Semenov V. Effect of heat on deposition rate of iron corrosion products in boiler tubes // Eight Int. Conf. on Cycle Chemistry in Fossil and Combined Cycle Plants with Heat Recovery Steam Generators. USA 20–22 June 2006. P. 6.1–6.4.
4. Petrova T., Povarov O. Deposition on drum boiler tube surfaces // Final Report 1008083, November 2004, EPRI, Palo Alto.
5. Апраксина Л.М., Сигаев В.Я. Коррозия металлов и методы оценки их химической стойкости. СПб.: ГОУВПО СПбГТУРП, 2008.

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ И ЭКОНОМИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ СОЗДАНИЯ ИННОВАЦИОННЫХ РЕАКТОРНЫХ УСТАНОВОК ДЛЯ АТОМНЫХ СТАНЦИЙ МАЛОЙ МОЩНОСТИ

В настоящее время АО «ОКБМ Африкантов» под руководством Госкорпорации «Росатом» реализует несколько проектов реакторов и атомных станций малой мощности различного исполнения.

Уменьшение единичной мощности в атомной энергетике, как правило, сопровождается ростом удельных капитальных затрат. В связи с этим в проектах разработчиками принимаются новые для больших АЭС решения по компоновке, системам, оборудованию, размещению, автоматизации управления и т.д.

Наиболее перспективным направлением обеспечения приемлемых экономических показателей и минимизацией затрат на разработку АС малой мощности является реализация инновационных решений в рамках освоенных судовых реакторных технологий [1].

Судовые реакторные технологии являются одним из основных достижений российской атомной отрасли. В АО «ОКБМ-Африкантов» аккумулирован опыт в более 60 лет эксплуатации судовых РУ 3-х поколений (28 РУ), суммарная наработка которых составляет более 430 реакторо-лет.

В диапазоне малых мощностей АО «ОКБМ Африкантов» разрабатывает наземную АСММ и плавучие энергоблоки (ПЭБ) на базе реакторных установок типа РИТМ-200.

На базе РИТМ-200 создано целое семейство реакторных установок различного назначения и мощности, что позволило использовать унифицированное оборудование и технические решения, как в транспортных проектах, так и в энергоблоках в плавучем и наземном исполнении.

3. Модернизированный ПЭБ (МПЭБ) с РУ РИТМ-200С (мощность одного ПЭБ – 116 МВт(эл)), разработан для обеспечения электроэнергией Баимской рудной зоны (ГОК Баимский) в Чукотский АО. МПЭБ имеет унифицированное оборудование и технические решения с проектами ПЭБ «Академик Ломоносов» и УАЛ с целью ускорения проектирования и строительства [2].

Оптимизированный ПЭБ (ОПЭБ) с РУ РИТМ-200М (мощность одного ПЭБ – 110 МВт(эл)) является плавучим энергоблоком, разработанным для применения на иностранных площадках в тропическом и субтропическом климате. В проекте используется оптимизированная конструкция корпуса и судового оборудования, с борта судна исключен жилой блок, кладовые, хранилище ОЯТ и перегрузочное оборудование.

Проект разработан с учетом международных требований по обеспечению безопасности пассивными системами без ограничения по времени [2].

Для устойчивого промышленного развития и успешного решения социальных вопросов регионов с децентрализованным энергоснабжением необходимы надежные локальные источники электрической и тепловой энергии. Одним из вариантов решения данной задачи является разрабатываемая наземная атомная станция малой мощности (АСММ) с РУ РИТМ-200Н мощностью 55 МВт(эл) [2], [3].

Технология установок РИТМ позволяет применять различные проектные решения с учетом изменение рыночной конъюнктуры и требований заказчиков.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Зверев Д.Л., Фадеев Ю.П., Пахомов А.Н., Подуничев В.И. Опыт создания и перспективы развития ядерных энергетических установок для ледокольного флота и энергообеспечения арктического региона. //Атомная энергия. 2018. Т. 125. № 6. С. 318-322.
2. Щекин Д.В. Реакторные установки типа РИТМ для энергоблоков малой мощности. // Материалы X Международного форума технологического развития «Технопром2023»//<http://www.issp.ac.ru/main/index.php/ru/list/novosti-skryt/2131-materialy-x-go-mezhdunarodnogo-foruma-tekhnologiceskogo-razvitia-tekhnoprom-2023.html?ysclid=lw4mr740r7541935296>
3. Петрунин В.В., Фатеев С.А., Кураченков А. В., Щекин Д.В., Брыкалов С.М. и др., Научно-технические аспекты создания инновационной реакторной установки РИТМ-200Н для АСММ //Атомная энергия. 2023. Т. 134. № 1-2. С. 3-10.

СОЗДАНИЕ МОДУЛЯ ДЛЯ РАСЧЕТА ОЦР В SMATH

ВВЕДЕНИЕ

Для системы органического цикла Ренкина (ОЦР) создана программа численного моделирования в SMath, которая помогает пользователям эффективно получить характеристики системы ОЦР. В процессе расчета мы использовали ε -NTU метод для моделирования теплообменников.

1. ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЙ МОДУЛЬ СИСТЕМЫ ОЦР

1.1. Компоненты системы ОЦР

Значительная часть отработанного тепла промышленных предприятий используется неэффективно и выбрасывается в атмосферу в виде дымовых газов и горячей воды. Органический цикл Ренкина является одним из основных технических средств в области средне- и низкотемпературной утилизации отработанного тепла и имеет широкие перспективы развития [1].

Установка с органическим циклом Ренкина аналогична обычной системе в паровом цикле, но вместо воды используют органические жидкости, такие как хладагенты и углеводороды [2].

Наша система состоит из трех частей. Первая часть - это передача тепла выхлопных газов маслу типа терминол 59 в промышленном контуре. Во второй части масло терминол 59, поглотившее тепловую энергию выхлопных газов, служит источником тепла для цикла ОЦР. Третья и четвертая части - это именно органический цикл Ренкина.

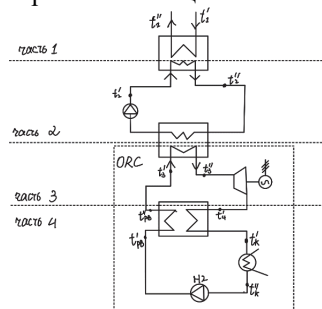


Рис. 1. Принципиальная схема системы ОЦР.

В системе ОЦР установлено устройство рекуперации тепла для дальнейшего повышения эффективности использования [3], это четвертая часть: регенеративная часть для повышения эффективности ОЦР и охлаждения рабочего вещества.

1.2. Ознакомление с SMath

Программа SMath, которую использовали, является программой для вычисления математических выражений и построения графиков функций [2, 6]. Работа с интерфейсом программы напоминает работу с обычным листом бумаги, поскольку все ма-

тематические выражения в ней записаны не в виде строки текста, а в графической, удобной для пользователя форме. Так что не составляет труда быстро привыкнуть к такому способу написания и получить то, что требуется (рис.2).

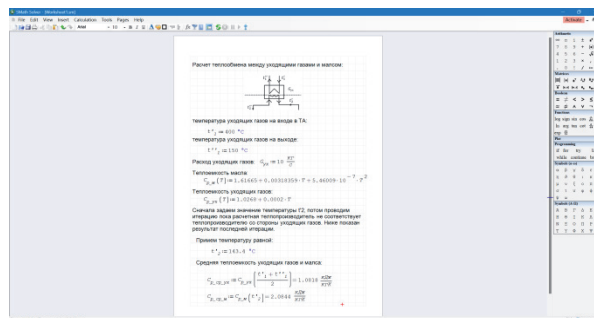


Рис. 2. Базовый интерфейс программного обеспечения.

Очевидно, что в этом интерфейсе программное обеспечение очень лаконично, точно так же, как обычно выполняется домашняя работа в учебнике для домашних заданий, поэтому использовать его для расчета рассматриваемого ОЦР очень просто.

2. ДЕМОНСТРАЦИЯ РАСЧЕТА СИСТЕМЫ В SMATH

2.1. Исходные данные

В расчетном модуле использовали пентан в качестве рабочего вещества. Перед началом расчета вводим исходные данные.

Таблица 1. Исходные данные

№	Обозначение	Наименование	Величина
1	t'_1	Температура газа на входе в 1-й теплообменник, °C	400
2	t''_1	Температура газа на выходе из 1-го теплообменника, °C	150
3	t_k	Температура конденсации в ОЦР, °C	40
4	t'_w	Температура охлаждающей воды на входе в конденсатор, °C	20
5	G_{yx}	Расход газа, кг/с	10
6	η_t	Относительный КПД турбины	0.8
7	G_m	Расход масла, кг/с	18

При моделировании теплообменников использовали метод ε -NTU.

2.2. ε -NTU метод

Метод количества передаточных единиц (NTU) используется для расчета скорости теплопередачи в теплообменниках (особенно в противоточных теплообменниках), когда недостаточно информации для расчета логарифмической средней разности температур [5].

Прежде всего, необходимо определить эффективность теплообменника. Эффективность - это соотношение между фактической теплопередачей и максимально возможной теплопередачей. Поэтому важно найти максимально возможную теплопередачу, которая гипотетически может быть достигнута в противоточном теплообменнике бесконечной длины.

Метод основан на вычислении коэффициентов массовой теплоемкости (т.е. массового расхода, умноженного на удельную теплоемкость) C_1 и C_2 для горячей и холодной жидкостей соответственно и обозначении меньшего значения как C_{min} , большего - как C_{max} .

Эффективность - это безразмерная величина в диапазоне от 0 до 1. Если известна эффективность конкретного теплообменника и условия на входе двух потоков, то возможно рассчитать количество тепла, передаваемого между жидкостями.

Для любого теплообменника можно показать, что:

$$\varepsilon = f\left(NTU, \frac{C_{min}}{C_{max}}\right) \quad (1)$$

Количество единиц передачи, NTU:

$$NTU = \frac{kF}{C_{min}}, \quad (2)$$

где k - общий коэффициент теплопередачи, а F - площадь теплопередачи.

2.3. Расчетный модуль

Для рассматриваемой системы ОЦР, например, при моделировании разделительного теплообменника использована следующая математическая формула [6]:

$$\varepsilon 4(C, NTU) = \frac{1}{C} \cdot [1 - e^{-C \cdot (1 - e^{-NTU})}]$$

$$\varepsilon 5(C, NTU) = 1 - e^{-\frac{[1 - e^{-C \cdot NTU}]}{C}}$$

$$\varepsilon 1(C_{min}, C_1, Cr) = \begin{cases} \varepsilon 11 \leftarrow \lim_{N_2 \rightarrow \infty} \varepsilon 4(Cr, N_2) & \text{if } C_1 \neq C_{min} \\ \varepsilon 11 \leftarrow \lim_{N_2 \rightarrow \infty} \varepsilon 5(Cr, N_2) & \text{if } C_1 = C_{min} \\ \varepsilon 11 & \end{cases}$$

Рис. 3. Математическая зависимость между эффективностью и NTU.

Алгоритм, используемый для расчета системы ОЦР, показан на рисунке 4. Для расчета температуры на входе и выходе применена итерационная процедура.

$$\begin{aligned} C_1 &= C_{p1} \cdot G_1 \\ C_2 &= C_{p2} \cdot G_2 \\ C_{min} &= \min\{C_1, C_2\} \\ C_{max} &= \max\{C_1, C_2\} \\ Cr &= C_{min} / C_{max} \\ \varepsilon &= \varepsilon(C_{min}, C_1, Cr) \\ Q_{max} &= C_{min} \cdot (t_{in_hot} - t_{in_cold}) \\ Q_0 &= Q_{max} \cdot \varepsilon = G_1 \cdot C_{p1} \cdot \Delta t_1 = G_2 \cdot C_{p2} \cdot \Delta t_2 \end{aligned}$$

Рис. 4. Основной алгоритм расчета

По этому алгоритму получены результаты, представленные на рисунке 5.

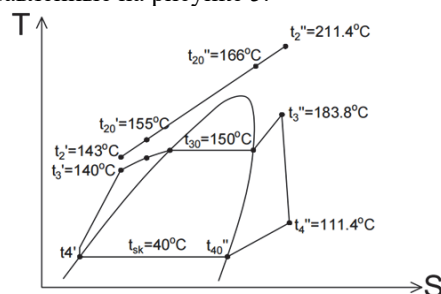


Рис. 5. Результаты расчета

Введя в программу исходные данные, мы можем быстро получить требуемые результаты, что позволяет нам с удобством проектировать и анализировать характеристики системы ОЦР.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В этой статье описывается создание модуля расчета системы ОЦР в программе SMath. Затем был проведен расчет системы ОЦР с использованием пентана в качестве рабочего вещества.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **L Shao, X Ma, X Wei, Z Hou, X Meng.** Design and experimental study of a small-sized organic Rankine cycle system under various cooling conditions. *Energy*, 2017, 130:236- 245.
2. **Information technologies in engineering calculations: SMath and Python.** Ochkov V. F., Orlov K. A., Chudova Yu. V.
3. **Analysis** of the operating characteristics of boiler waste heat utilization system based on organic Rankine cycle [D]. Yang Dongjiang. North China Electric Power University 2020.
4. **Low-grade** heat conversion into power using organic Rankine cycles – A review of various applications [J]. Bertrand F. Tchanche, Gr. Lambrinos, A. Frangoudakis G. Papadakis. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2011 (8).
5. **Experimental** research on the thermal performance of low-temperature waste heat steam ORC power generation system [J]. Yang Xinle, Huang Feifei, Zhao Yangsheng, Feng Zengchao. *Thermal power engineering*. 2013(05).
6. **Application** of SMath Studio in chemical engineering design calculation. Hong Bo. *Modern Chemical Research*. 2023(14).

ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК УГЛЕЙ НА ВОЗМОЖНОСТЬ ИХ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ В КАЧЕСТВЕ НЕПРОЕКТНОГО ТОПЛИВА

ВВЕДЕНИЕ

На территории России, особенно для районов Сибири и Дальнего Востока, сжигание угля в энергетических котлах имеет большое значение. В процессе длительной эксплуатации ТЭС часто возникает необходимость перехода на сжигание непроектного угля. Причинами перехода могут быть: ухудшение характеристик базового угля в сравнении с первоначальными, уменьшение запасов угля используемого месторождения, увеличение стоимости топлива, необходимость снижения вредных выбросов в атмосферу и т. д.

Несмотря на огромные запасы угля в стране не все марки могут подходить в качестве замены основного топлива для конкретного котла.

Определение годности того или иного угля к сжиганию в настоящее время определяется путем опытного сжигания [1]. Такой метод достаточно затратный и требует много времени на реализацию. За рубежом проводится много научно-исследовательских работ направленных на моделирование конечных параметров горения в зависимости от состава и теплотехнических характеристик углей. Исследования, как правило, направлены на оптимизацию горения топлива путем смешения двух или нескольких видов углей в различных пропорциях.

1. КРИТЕРИИ ГОРЕНИЯ ТОПЛИВА

В работе [2] в качестве критерия топлива применяется коэффициент FR (fuel ratio), который равен отношению содержания твердого углерода к содержанию летучих. Чем выше коэффициент FR, тем топливо является более высокосортным с большей теплотой сгорания.

Целесообразно представить отношение FR на аналитическую массу, так как соответствующая влажность является табличной величиной (обозначается как гигроскопическая влажность $W^{гн}$) и входит в расчетные характеристики твердых топлив.

В этом случае нами применяется топливное отношение K_T , которое равно:

$$K_T = \frac{C_T^a}{V^a}, \quad (1)$$

где C_T^a – содержание углерода в топливе на аналитическую массу, %; V^a – выход летучих на аналитическую массу, %.

Углерод топлива и выход летучих на аналитическую массу рассчитываются по формулам:

$$C_T^a = 100 - (W^a + A^a + V^a); \quad (2)$$

$$A^a = \frac{100 - W^a}{100 - W^p} \cdot A^p; \quad (3)$$

$$V^a = \frac{100 - W^a - A^a}{100} \cdot V^r, \quad (4)$$

где W^a, A^a – влажность и зольность на аналитическую массу, %; W^p, A^p – влажность и зольность на рабочую массу, %; V^r, V^a – выход летучих на горючую и аналитическую массы соответственно, %.

Также важнейшим показателем эффективности горения является величина несгоревшего остатка. Для данной работы выбран коэффициент x_B :

$$x_B = 1 - \frac{A^c \cdot \Gamma_{ун}}{(100 - A^c) \cdot (100 - \Gamma_{ун})}, \quad (5)$$

где x_B – степень выгорания топлива; A^c – зольность топлива на сухую массу, %; $\Gamma_{ун}$ – содержание горючих в золе угля, %;

В технических расчетах топочного горения в России принято определять другую величину полноты сгорания топлива, а именно, механический недожог q_4 . Предложена формула пересчета q_4 на $\Gamma_{ун}$:

$$\Gamma_{ун} = \frac{100 \cdot q_4}{\left(\frac{32,7}{Q_H^p} \cdot A^p\right) \cdot \left(1 + \frac{q_4}{\frac{32,7}{Q_H^p} \cdot A^p}\right)}, \quad (6)$$

В расчетах было заложено усреднение состава 14 бурых и 19 каменных углей месторождений, расположенных в РФ.

2. ПОСТРОЕНИЕ ЗАВИСИМОСТЕЙ ОСНОВНЫХ КРИТЕРИЕВ ГОРЕНИЯ ОТ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ УГЛЯ

Анализ процессов горения углей проводился с помощью построения зависимости x_B от K_T . С помощью программного обеспечения Ansys Fluent проведены расчеты тепловых процессов горения различных углей в топке котла БКЗ-420-140-6, первоначально рассчитанной на сжигание бурого азейского угля. Методика численного моделирования изложена в работе [3]. Основным расчетным параметром, используемым для построения зависимостей x_B от K_T является механический недожог q_4 .

Результаты расчетов горения приведены в Таблице 1.

График зависимости для каменных углей представлен на Рис.1. На графике показано, что для каменного угля x_B топлива меняется от 0,80 до 0,96 при уменьшении K_T от 7 до 4. Следует отметить, что в диапазоне значений K_T от 1,5 до 3 x_B превышает 0,99, а при дальнейшем росте резко падает и при значениях более 7 в данной топке горение вообще не поддерживается.

Таблица 1 – Результаты расчетов горения усредненных составов бурых и каменных углей

	$W^a, \%$	$A^a, \%$	$V^a, \%$	$C_T^a, \%$	$\Gamma_{ун}$	x_B	K_T
№ Б2	8,67	26,06	35,12	30,15	22,96	0,9706	0,86
№ Б3+10%W	11,40	16,40	35,82	36,38	2,10	0,9986	1,02
№ Б3	11,40	27,03	30,54	31,03	0,45	0,9993	1,02
№ Б3-10%W	11,40	34,94	26,62	27,04	0,26	0,9992	1,02
№ Б5	10,80	13,22	31,31	44,67	1,87	0,9985	1,43
№ К1	1,30	45,91	21,48	31,31	0,04	0,9997	1,46
№ К2	1,60	29,96	22,67	45,77	1,04	0,9964	2,02
№ К3	3,00	15,00	20,95	61,05	1,93	0,9971	2,91
№ К4*	1,80	15,42	10,35	72,44	55,15	0,8068	7,00
№ К5**	1,80	17,71	16,10	64,39	15,44	0,9675	4,00

* – Кузнецкий бассейн, Т; ** – Кузнецкий бассейн, 2СС.

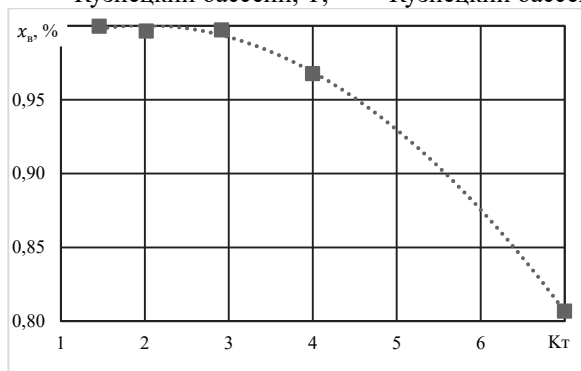


Рис 1 Зависимость степени выгорания угля x_B от топливного отношения K_T для расчетных каменных углей.

На рис. 2 приведена аналогичная зависимость x_B от K_T для бурых углей, сжигаемых в том же котле. Для сравнения на графике нанесена часть зависимости, полученной для каменных углей рис. 1, сопряженных по своим характеристикам с бурыми углями. Показано, что для бурых углей характерно резкое снижение степени выгорания x_B при K_T меньше 1.

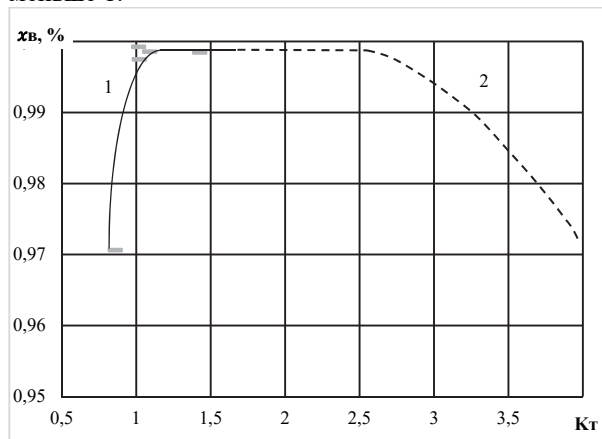


Рис. 2 Зависимость степени выгорания x_B от топливного отношения K_T для расчетных бурых (1) и каменных (2) углей

Применение данной топки по допустимому механическому недожогу возможно для широкого спектра углей кроме каменных марок Т и СС, антрацита и полуантрацита, бурых углей с Q_H^p равной или менее 11,5 МДж/кг или влажностью W^p более 40%.

Предлагаемая методика быстрой оценки возможности сжигания непроектного угля может применяться и для других топков энергетических котлов при использовании численной модели расчета эффективности горения. Это позволяет сузить круг возможных вариантов применения альтернативных топлив. Расчеты критериев горения следует проводить по уточненному химическому составу и теплотехническим характеристикам конкретных альтернативных топлив. Дальнейший выбор подходящего топлива должен учитывать другие лимитирующие факторы, такие как склонность к шлакованию и отложениям золы, выбросы вредных веществ, масштабы реконструкции оборудования, экономическую эффективность и т. д.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22–19–00722, <https://rscf.ru/project/22-19-00722/>

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Майданик М.Н., Вербовецкий Э.Х., Тугов А.Н. Предварительная оценка возможности перевода котлов тепловых электростанций на сжигание альтернативного угля // Теплоэнергетика. – 2021. – № 9. – С. 33-42.
2. Zhang J. et al. Experimental investigation on combustion and NO formation characteristics of semi-coke and bituminous coal blends // Fuel. – 2019. – Т. 247. – С. 87-96.
3. Prokhorov V.B., Fomenko M.V. and Fomenko N.E. Solid fuel combustion processes modelling in the furnace in terms of the boiler K-50-14-250. The Third Conference "Problems of Thermal Physics and Power Engineering", Journal of Physics: Conference Series 1683 (2020) 042050.

ТЕХНОЛОГИЯ ВЫРАБОТКИ СИНТЕЗ-ГАЗА В ПОТОЧНОМ ГАЗИФИКАТОРЕ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ С ПОРШНЕВЫМ ДВИГАТЕЛЕМ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

Мини-электростанции с двигателями внутреннего сгорания (миниТЭЦ-ДВС) являются эффективными источниками выработки тепла и электричества для децентрализованных потребителей. ДВС работают на ископаемом углеводородном топливе, запасы которого ограничены. В связи с этим существует потребность в развитии альтернативных (возобновляемых) топлив для работы поршневых двигателей [1, 2]. Одним из таких источников может быть синтетический газ, получаемый при газификации различных горючих материалов: скорлупа орехов, гуза-пая, автомобильные покрышки, уголь, горючие сланцы, древесные отходы. В данном исследовании в качестве сырья для производства синтез-газа использован опил от деревообрабатывающих предприятий, являющийся возобновляемым источником энергии. В этом случае дополнительно решается задача переработки древесных отходов, являющаяся серьезной проблемой для деревообрабатывающих предприятий, которые утилизируют отходы путем захоронения или сжигания, что является опасным и неэффективным способом.

Цель данной работы заключалась в разработке технологии получения синтез-газа в поточном газификаторе из древесного опила для работы мини-электростанции на базе поршневого ДВС и оценки ее эффективности посредством стендовых испытаний.

1. ПОЛУЧЕНИЕ СИНТЕТИЧЕСКОГО ГАЗА

Процесс получения синтетического газа представляет собой неполное сжигание древесного опила при температуре 600-1000 °С. По мере нагрева частиц опила происходит сушка, затем пиролиз (термическое разложение) с получением газов, смол и коксозольного остатка. Часть продуктов пиролиза сгорает в кислородной зоне газификатора, что обеспечивает необходимую температуру процесса. Оставшиеся продукты пиролиза взаимодействуют с продуктами сгорания (H₂O и CO₂), в результате образуется синтез-газ, состоящий из оксида углерода CO, водорода H₂, метана CH₄, диоксида углерода CO₂, паров воды H₂O и азота N₂. Существует большое количество работ по исследованию и созданию различных конструкций аппаратов для газификации различных материалов [3, 4].

Для газификации древесного опила был разработан аппарат, представленный на рис. 1. Газификатор состоит из нижнего и верхнего коническо-цилиндрических участков. Подача первичного воз-

духа осуществляется в нижний конус, вторичного воздуха – через четыре горизонтальных сопла между участками. Подача опила осуществляется на выходе из верхнего конуса. Внутри конических участков частицы движутся вверх в восходящем потоке газа на оси конуса, непрореагировавшие (крупные) частицы постепенно смещаются в область низких скоростей потока (к стенкам) и вдоль стенок движутся вниз. В нижнем участке газификатора происходит сушка, пиролиз и сжигание крупных частиц опила, циркулирующих в восходящем потоке первичного воздуха. В верхнем участке происходит газификация мелких частиц опила в потоке газа из нижнего участка. После выхода из газификатора синтез-газ сжигался в камере сгорания, продукты сгорания разбавлялись воздухом и выбрасывались в дымовую трубу.



Рис. 1. Опытный образец поточного газификатора для выработки синтез-газа

При газификации опила влажностью 10 % при расходе топлива 14 кг/ч и суммарном расходе воздуха 15 м³/ч (н.у.) получается синтез-газ со следующим составом: CO – 21,2 %, H₂ – 7,0 %, CH₄ – 3,6 %, CO₂ – 14,6 %, N₂ – 53,5 %. Низшая теплота сгорания газа составляет 3,77 МДж/кг, плотность 1,26 кг/м³.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ ПОРШНЕВОЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

Получаемый в рассматриваемом аппарате синтез-газ использовался для работы мини-электростанции мощностью 1 кВт с поршневым двигателем внутреннего сгорания. Для перевода электростанции с бензина на газовое топливо вместо воздушного фильтра был установлен штуцер для шланга подачи газозвоздушной смеси. Общий вид электростанции показан на рис. 2. В качестве нагрузки использовались лампы накаливания.

При работе мини-электростанции на синтез-газе часть синтез-газа отбиралась с выхода газификатора, проходила стадии охлаждения и очистки, после чего смешивалась с воздухом и подавалась во впускной тракт поршневого двигателя. Коэффициент избытка воздуха регулировался за счет вентиля на линиях подачи воздуха и газа. Расходы воздуха и газа измерялись ротаметрами. Состав выхлопных газов ДВС измерялся газоанализатором ГАММА-100. Напряжение, ток и мощность электрической нагрузки измерялась счетчиком. Частота вращения вала ДВС поддерживалась постоянной и равной 3000 об/мин, что соответствует частоте переменного тока 50 Гц.



Рис. 2. Исследуемая мини-электростанция на базе поршневого двигателя, работающая на разных видах газообразного топлива

Проведены испытания работы мини-электростанции с поршневым двигателем на двух видах газообразного топлива. За базовое топливо была выбрана пропан-бутановая смесь, химический состав которой: C_3H_8 – 69,1 %, C_4H_{10} – 29,6 %, H_2 – 1 %, CO_2 – 0,1 %, N_2 – 0,2 %, низшая теплота сгорания 50,35 МДж/кг, плотность 1,97 кг/м³. Синтез-газ имел физико-химические свойства, описанные выше. Во время экспериментов коэффициент избытка воздуха в газозооной смеси составлял от 0,86 до 1,28, после было выполнено расчетное приведение результатов к стехиометрическому значению.

Полученные экспериментальные нагрузочные характеристики, дополненные численным моделированием режима 600 Вт нагрузки электрогенератора на синтез-газе представлены на рис 3.

Установлено, что в диапазоне нагрузки от 50 до 100 % установленной мощности КПД мини-электростанции составляет около 18 % при работе на пропан-бутановой смеси и около 15,5 % при работе на синтез-газе. Ухудшение эффективности электростанции с ДВС, работающей на синтез-газе, можно объяснить уменьшением низшей теплоты сгорания газа. Следует подчеркнуть, что в дальнейшем планируется изменение параметров рабочего цикла поршневого двигателя, работающего на синтез-газе, для повышения его эффективности.

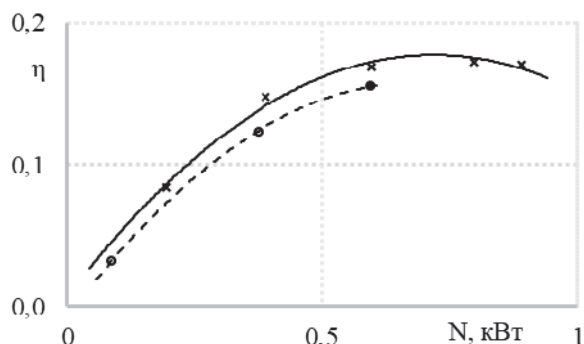


Рис. 3. Зависимость КПД η от электрической мощности N мини-электростанции с поршневым двигателем, работающим на разных видах газообразного топлива: \times – эксперимент на пропан-бутане; \circ – эксперимент на синтез-газе; \bullet – расчет на синтез-газе.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

По результатам исследований можно сделать следующие выводы:

- разработана технология получения синтетического газа на основе поточной газификации древесного опила;
- синтез-газ, получаемый в результате поточной газификации древесного опила, может быть использован в качестве газообразного топлива для электростанций с поршневыми ДВС;
- КПД испытанной мини-электростанции с ДВС при переходе с пропан-бутановой смеси на синтез-газ уменьшается с 18 до 15,5 %;
- падение мощности ДВС на синтез-газе относительно пропан-бутана составляет 35 %.

Исследование выполнено при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках Программы развития Уральского федерального университета имени первого Президента России Б.Н. Ельцина в соответствии с программой стратегического академического лидерства «Приоритет-2030».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **García A., Monsalve-Serrano J., Guzmán-Mendoza M.G. and Iñiguez E.** Comparison of the transient response of a compression ignition engine running with gasoline, naphtha, and methanol as fuels // *Fuel*, 2024. No 367. A.n. 131454.
2. **Amhamed A.I., Assaf A.H.A., Le Page L.M. and Alrebei O.F.** Alternative sustainable aviation fuel and energy (SAFE)- A Review with selected simulation cases of study // *Energy Reports*, 2024. No 11. P. 3317-3344.
3. **Yue Y. and Shen Y.** CFD-DEM study of spout incoherence phenomena in a conical spouted bed // *Powder Technology*, 2022. No 406. A.n. 117529.
4. **Sahu N.K., Kumar M. and Dewan A.** Sophisticated interplay of operating conditions governs flow field transition and optimal conversion inside tangentially fired gasifiers // *Energy*, 2022. No 252. A.n. 123975.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ АКСИАЛЬНОЙ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ СТЕНКИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕПЛООБМЕННЫХ АППАРАТОВ

ВВЕДЕНИЕ

Известно, что эффективность теплообменного аппарата ε зависит от направления относительного движения теплоносителей, числа тепловых единиц переноса Ntu и отношения тепловых эквивалентов теплоносителей β . Для относительно толстой стенки, разделяющей теплоносители, на эффективность могут оказывать влияние термическое сопротивление стенки, ее аксиальная теплопроводность, а также условия теплообмена стенки с окружающей ее внешней средой. В случае сравнительно большого переноса тепла в стенке в направлении движения теплоносителей эффективности каждого из теплоносителей могут отличаться друг от друга. Существует представление о том, что аксиальная теплопроводность стенки оказывает негативное влияние на эффективность теплообменных аппаратов, что подтверждается многими имеющимися исследованиями (см., например, [1–3]). Однако в некоторых условиях, рассмотренных в представленной работе, эффективность одного из теплоносителей благодаря аксиальной теплопроводности стенки может быть существенно повышена.

2. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Используется общепринятая модель теплообменного аппарата «труба в трубе». Решается система осредненных по сечению канала уравнений энергии для двух теплоносителей и уравнения теплопроводности для стенки. Рассматривается плоскопараллельное движение теплоносителей. Система безразмерных уравнений имеет следующий вид:

$$\frac{dT_1}{dX} - Ntu \frac{1+\alpha}{1+\beta} (T_c - T_1) = 0, \quad (1)$$

$$\frac{dT_2}{dX} \mp Ntu \frac{\beta(1+\alpha)}{\alpha(1+\beta)} (T_c - T_2) = 0, \quad (2)$$

$$\frac{d^2 T_c}{dX^2} + C_A (1+\alpha) \left[(T_1 - T_c) + \frac{1}{\alpha} (T_2 - T_c) \right] = 0. \quad (3)$$

В уравнении (2) верхний знак «-» соответствует прямоточному движению теплоносителей, нижний знак «+» – противоточному движению. Уравнения (1)–(3) решаются с граничными условиями: при $X=0$ $T_1=1$, $T_2=0$ – для прямотока; при $X=1$ $T_2=0$ $X=1$ – для противотока;

$$\text{при } X=0 \quad T_c = T_{\infty 0} + \frac{1}{Bi_0} \frac{dT_c}{dX},$$

$$\text{при } X=1 \quad T_c = T_{\infty 1} - \frac{1}{Bi_1} \frac{dT_c}{dX}.$$

Здесь $Bi = \alpha_{\infty} l / \lambda_c$ – число Био, $T_{\infty 0,1}$ – температуры окружающей торцы стенки среды, α_{∞} – коэффициент теплоотдачи от торца стенки, l – длина канала.

Решение задачи также зависит от четырех безразмерных параметров: отношения коэффициентов теплоотдачи со сторон горячего и холодного теплоносителей $\alpha = \alpha_1 / \alpha_2$, отношения тепловых эквивалентов $\beta = W_1 / W_2$, $Ntu = \frac{kS(W_1 + W_2)}{W_1 \cdot W_2}$, $C_A = kL^2 R_c$

($k = \frac{\alpha_1 \cdot \alpha_2}{\alpha_1 + \alpha_2}$ – коэффициент теплопередачи,

$L = l / \delta$ – относительная длина трубы, $R_c = \delta / \lambda_c$ – термическое сопротивление плоской стенки).

Параметр C_A учитывает влияние аксиальной теплопроводности стенки на распределение температур по ходу движения теплоносителей и эффективности теплообменного аппарата; при относительно больших значениях C_A это влияние отсутствует.

В [4] получены аналитические решения данной системы уравнений для прямотока при $\alpha = \beta$ и для противотока при $\alpha = \beta = 1$ (эти значения являются оптимальными для ТА; при $\beta = 1$ ТА называется сбалансированным). Принято, что числа Био на обоих торцах стенки одинаковы: $Bi_1 = Bi_2 = Bi$. Рассмотрены два случая: I – температуры окружающей торцы стенки среды равны температурам горячего теплоносителя на его входе и выходе; II – температуры окружающей торцы стенки среды равны температурам холодного теплоносителя на его входе и выходе.

Из уравнений (1)–(3) следует, что для прямотока независимо от значений режимных параметров и условий на торцах стенки выполняется равенство

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = 2\varepsilon_0. \quad (4)$$

Это означает, что если значение одной из эффективностей оказывается ниже ε_0 на величину $\Delta\varepsilon$, то значение другой эффективности всегда будет выше ε_0 на ту же величину.

Анализ решения задачи показал, что как правило, в случае I эффективность использования горячего теплоносителя ε_1 ниже ε_0 – эффективности теплообменника при отсутствии влияния аксиальной теплопроводности стенки, а эффективность использования холодного теплоносителя ε_2 превышает ε_0 . В случае II наблюдается обратный эффект. Примечательно, что при $\beta = \alpha = 1$ имеется равенство ε_1 в случае I и ε_2 в ε_1 . При этом ε_1 в случае II равна ε_2 в случае I. Эти выводы справедливы как для прямотока, так и для противотока.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Расчеты выполнены на основе полученного аналитического решения задачи. На рис. 1 представлено изменение отношения эффективностей теплоносителей к ε_0 от C_A для разных Ntu при очень малых числах Био ($Bi = 10^{-5}$) для противотока. При малых Ntu эффективности обоих теплоносителей существенно снижаются, однако с ростом Ntu эффективность ε_2 для случая I (равная ε_1 для случая II) может в два раза превысить ε_0 . При этом эффективность второго теплоносителя снижается до нуля. С увеличением числа Био, начиная с $Bi = 5$, отмеченного снижения эффективностей при малых Ntu уже не наблюдается (рис. 2).

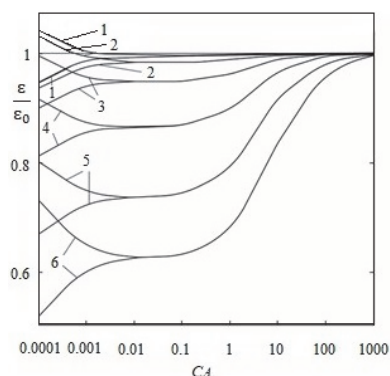


Рис. 1. Влияние аксиальной теплопроводности стенки на эффективность противоточного теплообменного аппарата для $Bi=10^{-5}$ (1– $Ntu=0,25$; 2– $0,5$; 3– $1,0$; 4– 2 ; 5– 4 , 6– 8).

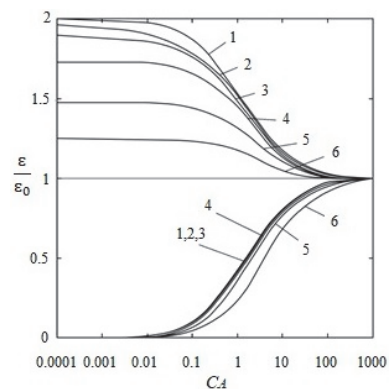


Рис. 2. Влияние аксиальной теплопроводности стенки на эффективность противоточного теплообменного аппарата для $Bi=5$ (1– $Ntu=0,25$; 2– $0,5$; 3– $1,0$; 4– 2 ; 5– 4 , 6– 8).

Для прямотока характер зависимостей $\varepsilon_{1,2}/\varepsilon_0$ от C_A не меняется при увеличении числа Био. Результаты расчета для $Bi = 10^{-5}$, показанные на рис. 3, качественно совпадают с результатами, полученными для больших чисел Био. Примечательно, что верхние и нижние кривые на рисунке симметричны относительно линии $\varepsilon/\varepsilon_0 = 1$; это следует из (4). Для противотока указанная симметрия наблюдается лишь при относительно больших числах Био. С ростом числа Био и числа тепловых единиц переноса увеличиваются значения C_A , начиная с которых аксиальная теплопроводность стенки заметно влияет на эффективность ТА и это влияние приводит к двукратному увеличению эффективности одного из теплоносителей.

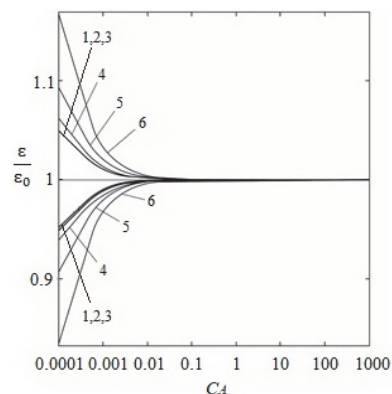


Рис. 3. Влияние аксиальной теплопроводности стенки на эффективность прямоточного теплообменного аппарата для $Bi=10^{-5}$ (1– $Ntu=0,25$; 2– $0,5$; 3– $1,0$; 4– 2 ; 5– 4 , 6– 8).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Путем организации движения теплоносителей на входе в теплообменный аппарат и на выходе из него можно значительно повысить эффективность использования одного или другого теплоносителя.

Если целью использования теплообменного аппарата является охлаждение горячего теплоносителя, то во входную и выходную камеры должен поступать холодный теплоноситель. Горячий теплоноситель будет дополнительно охлаждаться за счет отвода тепла в окружающую среду от торцов стенки благодаря ее аксиальной теплопроводности. При этом температура холодного теплоносителя практически не изменится, и его можно будет использовать в дальнейших процессах охлаждения. Если целью является нагрев холодного теплоносителя, то во входную и выходную камеры должен поступать горячий теплоноситель; практически не изменится температура холодного теплоносителя. Тепловая энергия, необходимая для нагрева холодного теплоносителя, благодаря теплопроводности стенки поступает из окружающей торцы стенки среды.

Работа выполнена при поддержке РФФ, проект № 23-29-00188.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Kroeger P.G.** Performance deterioration in high effectiveness heat exchangers due to axial heat conduction effects // *Adv. in Cryo. Eng.* 1967. Vol. 12. P. 363–372.
2. **Aminuddin M., Zubair S.M.** Analytical solutions to counter-flow heat exchanger subjected to external heat flux and axial conduction // *Int. J. of Refrigeration.* 2017. Vol. 74. P. 22–37.
3. **Валуева Е.П., Зюкин В.С.** Влияние теплопроводности вдоль оси канала на температурный режим и эффективность теплообменных аппаратов с параллельным движением теплоносителей // *Теплоэнергетика.* 2019. №. 9. С. 60–70.
4. **Валуева Е.П.** Влияние граничных условий на торцах стенки на температурный режим и эффективность теплообменных аппаратов с параллельным движением теплоносителей // *Теплоэнергетика.* 2023. № 10. С. 65–75.

ВОПРОСЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ И НАДЕЖНОСТИ ТЭС, СЖИГАЮЩЕЙ ТВЕРДЫЕ КОММУНАЛЬНЫЕ ОТХОДЫ

ТЭС, основным топливом которой является твёрдые коммунальные отходы (ТКО), – ТЭС на ТКО (за рубежом – Waste-to-Energy Plant (WTE)) – это прежде всего предприятие для энергетической утилизации отходов, которая, в свою очередь, является основным и завершающим этапом на пути комплексного решения проблемы санитарной очистки населенных пунктов от отходов. Под энергетической утилизацией отходов обычно понимают их термическую переработку, в результате которой энергопотенциал отходов преобразуется в тепловую и/или электроэнергию с последующим отпуском этой энергии потребителю. При этом должны соблюдаться определенные условия. Например, в ЕС термическую переработку ТКО приравнивают к утилизации только в том случае, если энергоэффективность предприятия, рассчитанная по методике европейской Директивы 2008/98/ЕС, составляет не менее 0,65 [1].

В России критерии, определяющие термический способ переработки отходов как энергетическую утилизацию, установлены в Справочнике ИТС 9-2020 [2]. В частности для ТЭС на ТКО, работающих в конденсационном режиме, энергоэффективность, определяемая также по европейской методике, должна быть не менее 0,45.

Будет ли технология сжигания ТКО на ТЭС, даже с утилизацией тепла, энергетической утилизацией или просто огневым обезвреживанием отходов зависит от показателя (значения) энергоэффективности.

Энергоэффективность (ε) при работе ТЭС в конденсационном режиме в соответствии с [3] определяется как:

$$\varepsilon = 2,68 \cdot \left(\eta_{\text{эл}} - \frac{E_{\text{с.н.}}}{Q_i^r \cdot B_p} \right), \quad (1)$$

где $\eta_{\text{эл}}$ — электрический КПД; $E_{\text{с.н.}}$ — электроэнергия, затраченная на собственные нужды, ГДж/год; B_p — расход перерабатываемых отходов, т/год; Q_i^r — теплота сгорания перерабатываемых отходов, МДж/кг.

Из формулы видно, что определяющими факторами, влияющими на энергоэффективность, являются электрический КПД, затраты на собственные нужды, а также качество сжигаемых отходов.

Общестанционные затраты электроэнергии и тепла на собственные нужды в основном зависят от технологии термической переработки ТКО и применяемой системы очистки дымовых газов.

Как показано в [4], слоевое сжигание ТКО на механической колосниковой решетке, по сравнению с другими технологиями термической переработки отходов, имеет максимальную энергоэффективность при сопоставимом воздействии на окружающую среду. Эта технология наиболее отработана и освоена, затраты на собственные нужды, связанные с подготовкой отходов к сжиганию, существенно ниже расходов при реализации других технологий (сжигание в кипящем слое, газификация, пиролиз).

В [5] отмечается, что все проблемы экологически безопасной эксплуатации ТЭС на ТКО полностью решены. Основные исследования сейчас направлены на надлежащий выбор системы газоочистки с минимальными затратами на собственные нужды и расходами реагентов. Например, для ТЭС, сжигающей ТКО в слоевых топках на механических колосниковых решетках, производительностью 180–360 тыс. т ТКО в год наиболее часто применяют полусухой метод очистки дымовых газов, который на сегодняшний момент является оптимальным как по обеспечению требуемых значений выбросов загрязняющих веществ, так и по показателям энергоэффективности ТЭС в целом.

В настоящее время основное внимание специалистов уделяется вопросу повышения коэффициента использования тепла топлива (преобразования энергопотенциала ТКО в тепло и электроэнергию).

В [4] отмечается, что подключение ТЭС на ТКО к гарантированному потребителю тепловой энергии, например к системе городского теплоснабжения, существенно повышает этот показатель и, следовательно, ее энергоэффективность. В [4] приводятся примеры таких ТЭС, работающих в когенерационном режиме, а также показано, что на ТЭС, сжигающей ТКО, энергоэффективность может даже превышать 100 %.

Однако работа ТЭС на ТКО в когенерационном режиме возможна только тогда, когда есть гарантированный потребитель тепла, который зачастую отсутствует. Так, например, в США из 77 предприятий, осуществляющих энергетическую утилизацию ТКО, 58 сжигают их с отпуском потребителю только электроэнергии и лишь 14 работают в когенерационном режиме (еще 3 небольших предприятия экспортируют потребителю только пар) [4].

Коэффициент использования тепла топлива при сжигании ТКО в когенерационном режиме достаточно высок и составляет 80–90 %, в то же время на большинстве WTE электрический КПД находится всего лишь на уровне 20–25 %.

Относительно невысокий электрический КПД ТЭС на ТКО обусловлен, в первую очередь, низкими параметрами (температура и давление) пара, генерируемого при сжигании ТКО. Эти ограничения связаны с риском возникновения в высокотемпературной коррозии материала труб пароперегревателя вследствие содержания в отходах хлора и фтора, а также возможностью загрязнения поверхностей нагрева котла летучей золой, которая при температуре 600–800 °С и выше становится липкой. Параметры пара на предприятиях WTE обычно ограничивают давлением до 7 МПа и температурой до 430 °С. Но даже при таких параметрах требуется применения коррозионно-стойких сталей при изготовлении пароперегревательных поверхностей котла, сжигающего ТКО, и нанесения на них защитных покрытий. Дальнейшее повышение параметров пара на таких ТЭС экономически нецелесообразно, поскольку это требует дополнительных инвестиций и усложняет условия эксплуатации.

Увеличить электрический КПД установок для энергетической утилизации ТКО можно также снижением температуры уходящих газов, уменьшением давления пара в конденсаторе, улучшением процесса горения, оптимизацией тепловой схемы. Зарубежный опыт показывает, что в результате реализации этих мероприятий и повышения параметров пара на некоторых ТЭС удается достичь КПД на уровне 27–30 %. В [5] приводятся примеры WTE с повышенным электрическим КПД.

Следует отметить, что в мире накоплен достаточно большой опыт использования различных методов и реализации мероприятий по повышению энергоэффективности ТЭС на ТКО. Целесообразность внедрения тех или иных мероприятий на конкретных установках определяется на основании технико-экономических оценок и с учетом местных условий. Крайне важно, чтобы мероприятия по повышению энергоэффективности не препятствовали безопасному уничтожению отходов и стабильной работе предприятия.

Сейчас в Московской области ведется строительство четырех заводов для энергетической утилизации ТКО производительностью 700 тыс. т/год и установленной электрической мощностью 70 МВт каждый. На заводах реализована технология слоевого сжигания на механической наклонно-переталкивающей колосниковой решетке; применен низкочувствительный полусухой метод очистки дымовых газов, основу которого составляет процесс ввода в дымовые газы увлажнённого рециркулянта – сорбента; приняты достаточно высокие параметры пара 430 °С и 7 МПа. Только за счет этого заводы полностью соответствуют критериям их отнесения к предприятиям для энергетической утилизации в соответствии со Справочника НДТ ИТС 9-2020.

Тем не менее, на московских заводах для повышения их энергоэффективности реализуются дополнительные мероприятия:

Использование в тепловой схеме завода после рукавных фильтров перед дымососом подогревателя конденсата, что позволяет несколько снизить температуру уходящих дымовых газов и повысить КПД котла.

Экранирование испарительными поверхностями всех ограждающих стен котла, кроме опускного газохода.

Сложная система подогрева воздуха с использованием насыщенного пара из барабана котла и пара из отборов паровой турбины и др.

Необходимо иметь в виду, что за счет этих мероприятий, хотя и повышается несколько энергоэффективность строящихся заводов и, тем самым, увеличивается выработка на них электроэнергии и отпуск ее потребителю, но в результате значительно усложняется конструкция котельной установки, повышается ее стоимость, а также снижается надежность завода в целом. Это в конечном итоге может отразиться на стабильности приема ТКО для их переработки и привести к значительным экономическим убыткам.

В заключении следует особо отметить, что применительно к российским условиям необходимо прилагать максимальные усилия на то, чтобы головные отечественные образцы ТЭС на ТКО удовлетворяли, в первую очередь, современным мировым требованиям по экологической безопасности и эксплуатационной готовности. Что касается энергоэффективности, то достаточно, чтобы эти предприятия соответствовали критериям Справочника НДТ ИТС 9-2020 [2].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Directive 2008/98/EC** of the European Parliament and of the Council of 19 November 2008 on waste and repealing certain Directives [Text with EEA relevance] // Official J. European Union, 2008.
2. **Справочник НДТ ИТС 9-2020.** Утилизация и обезвреживание отходов термическими способами. Утв. приказом Росстандарта от 23.12.2020 № 2181 // Фед. агентство по техническому регулированию и метрологии. М.: Бюро НДТ, 2020: <https://docs.cntd.ru/document/573338441> (дата обращения 15.05.2024).
3. **Тугов А.Н.** К вопросу об энергетической утилизации твердых коммунальных отходов в России // Энергетик. 2020. №9. С. 15–18.
4. **Тугов А. Н.** Энергетическая утилизация ТКО: мировой и отечественный опыт: обзор // Теплоэнергетика. 2022. № 12. С.5–22.
5. **Тугов А.Н.** Современные технологии термической переработки твердых коммунальных отходов и перспективы их реализации в России (обзор) // Теплоэнергетика. 2021. №1. С. 3–20.

МОДЕЛИРОВАНИЕ АЭРОДИНАМИКИ ТОПКИ КОТЛА ДОКРИТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПАРА

ВВЕДЕНИЕ

Характеристики топлива оказывают большое влияние на эффективность работы котельных агрегатов по величинам механического недожога, шлакования, образования оксидов азота, температурному режиму поверхностей нагрева. Вопросы перевода котлов с проектного топлива на альтернативное приобретают актуальность из-за уменьшения запасов углей конкретных месторождений, увеличения стоимости топлива, ухудшения его характеристик и др. При переводе котлов на альтернативные топлива встают такие проблемы как: шлакование, неустойчивость горения, повышенные выбросы NO_x , абразивный износ конвективной части, низкие экономические показатели работы оборудования.

1. ВЫБОР ОБЪЕКТА ИССЛЕДОВАНИЯ

На основе данных по паровым котлам большой мощности на докритические параметры пара [1], работающим на твердом топливе, выявлены наиболее

типичные марки котлов, их количество, компоновка, уровень давления пара, тип шлакоудаления, проектный вид топлива, тип используемых горелок.

В результате анализа данных в качестве прототипа для дальнейших исследований выбран котел БКЗ-420-140-6 (Е-420-140). В заводском исполнении данные котлы при сжигании бурого азейского угля имеют концентрацию NO_x в уходящих газах, более 850 мг/нм^3 , что значительно превышает технологические показатели.

2. РАЗРАБОТКА СХЕМЫ СЖИГАНИЯ ТВЕРДОГО ТОПЛИВА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПРЯМОТОЧНЫХ ГОРЕЛОК И СОПЛ

С целью снижения выбросов оксидов азота при обеспечении высокой эффективности работы котельного оборудования для данного котла предложена схема сжигания твердых топлив с использованием прямооточных горелок и сопел (рис. 1).

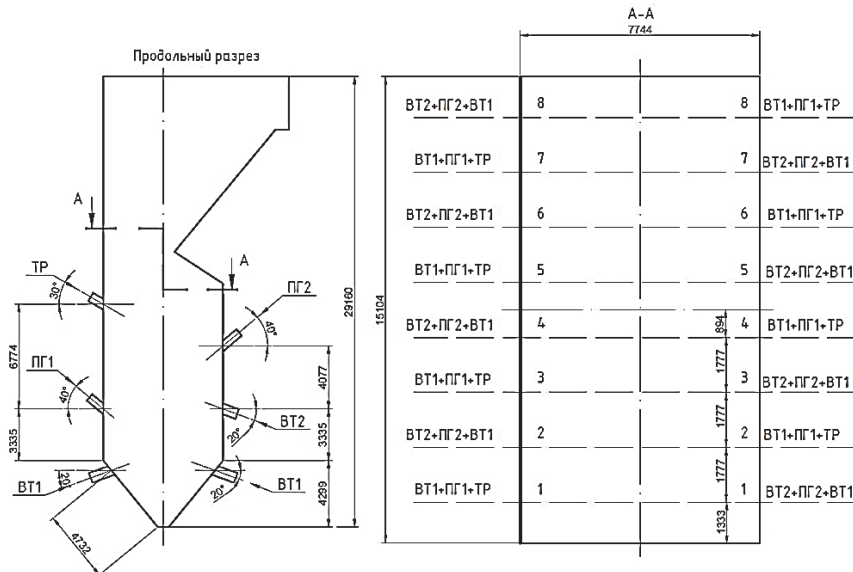


Рис. 1. Схема расположения прямооточных горелок и сопел на котле БКЗ-420-140: ПГ1,2 – прямооточные горелки первого и второго ярусов соответственно; ВТ1,2 – сопла вторичного воздуха первого и второго ярусов соответственно; ТР – сопла подачи третичного воздуха.

3. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ГОРЕНИЯ ТВЕРДОГО ТОПЛИВА

Для проведения численного моделирования выбран хорошо зарекомендовавший себя в решении подобного рода задач комплекс вычислительной гидродинамики ANSYS Fluent [2], [3]. В качестве топлива для проведения моделирования принят бурый уголь с низшей теплотой сгорания на рабо-

чую массу топлива равной 16446 кДж/кг , влажностью и зольностью на рабочую массу равными $27,00 \%$ и $13,90 \%$ соответственно.

Визуализация результатов численного моделирования сжигания (векторные поля скоростей и температурные поля) приведены на рис. 2.

Из 2 б следует выравнивание температур продуктов сгорания по объему топочной камеры, также не выявлено мест возможного интенсивного развития шлакования топочных экранов.

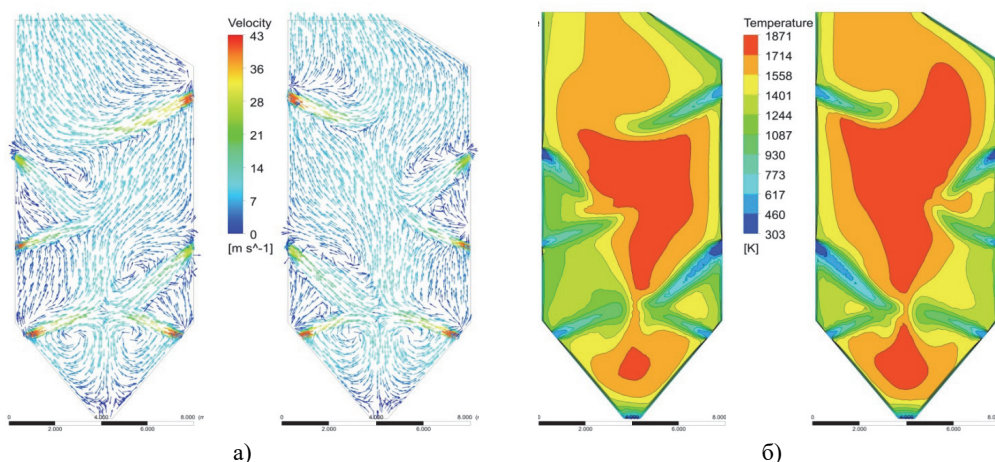


Рис. 2. Векторные поля скоростей (а) и температурные поля (б), в сечениях 2-2 и 5-5, полученные при численном моделировании горения твердого топлива в топке котла БКЗ-420-140.

4. ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ АЭРОДИНАМИКИ ОБЪЕМА ТОПКИ

Для проведения исследований рассчитана, спроектирована и изготовлена модель топочной камеры котла БКЗ-420-140 при соблюдении критериев моделирования и подобия [4].

Выполнены исследования аэродинамики топочного объема путем проведения искровых продувок модели. На рис. 3 приведены траектории движения струй из горелок и сопел всех наименований, анализ которых показывает, что отсутствуют зоны повышенного динамического давления горелочных струй на стены топки.

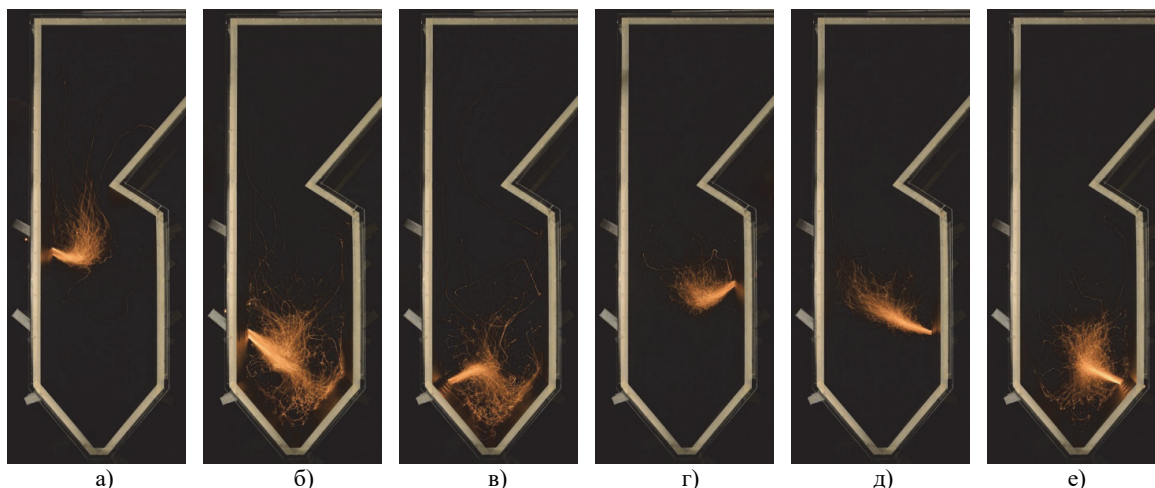


Рис. 3. Траектории движения струй ТР (а), ПГ1 (б), ВТ1 (в), ПГ2 (г), ВТ2 (д) и ВТ1 (е) в сечении 5-5.

Сопоставление траекторий движения прямооточных струй в объеме модели (рис. 3) с векторными полями скоростей, полученными при численном моделировании (рис. 2 а), показало хорошее соответствие моделей друг другу, что свидетельствует о достоверности результатов исследований.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

По результатам численного моделирования получены: концентрация оксидов азота в уходящих газах при $\alpha = 1,4$ равная 273 мг/м^3 ; потеря теплоты с механическим недожогом топлива $q_4 = 0,69 \%$; температура газов на выходе из топки составила $1176 \text{ }^\circ\text{C}$; не выявлено мест интенсивного развития шлакования топочных экранов. Разработанная схема сжигания твердого топлива при ее реализации

позволит повысить экономическую и экологическую эффективность работы котлов.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-19-00722, <https://rscf.ru/project/22-19-00722/>

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Паровые** котлы большой мощности / Под общ. ред. Голованова Н.В., Лебедева В.В., Митора В.В. и др. Л.: Редакционно-издательский отдел НПО ЦКТИ, 1982. 284 с.
2. **ANSYS FLUENT**, 14.5. 2014. User's and theory guide.
3. **Filkoski Risto V., Petrovski Pija J. and Karas Piotr.** Optimisation of pulverised coal combustion by means of CFD/CTA modelling // Thermal Science (An International Journal). 2006. Vol. 10. No 3. P. 161–179.
4. **Седов Л.И.** Методы подобия и размерности в механике. М.: Наука, 1987. 430 с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТАРИФОВ НА ТЕПЛО ПРИ СОВМЕСТНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ С УЧЁТОМ ЦЕНЫ РСВ

Разделение затрат между теплом и электричеством – это ключевая проблема в ценообразовании теплоэнергетики. Самые распространенные способы ее решения – это физический и тепловой методы и метод ОРГРЕС [1]

Физический метод относит экономию на электроэнергии, но снижает для потребителя тепла привлекательность ТЭЦ.

При использовании методики ОРГРЕС, напротив, снижается стоимость тепла. Это может приводить к тому, что совокупные топливные затраты не компенсируются доходом с рынков электроэнергии и тепла.

Промежуточным вариантом является тепловой метод. Он основан на физическом методе разделения затрат, однако собственные нужды электростанции относятся в данном случае к производству электроэнергии. Таким образом, искусственно, ищется баланс между двумя полярными методиками, опирающимися на технологию производства электроэнергии.

Однако попытка решить вопрос ценообразования путем технологического и физического анализа, в рыночных условиях лишена смысла, так как задача состоит в определении наиболее выгодной в коммерческом плане для потребителей и поставщиков цены.

Теплоэнергетические компании, специализирующиеся на совместном производстве электричества и тепла, заинтересованы в выборе их в качестве поставщика потребителями в новых районах, а потребители заинтересованы в снижении издержек. Это приводит к следующим граничным условиям:

1) Для выбора потребителем ТЭЦ тариф на тепло должен быть меньше котельной

2) Совместное производство должно обеспечивать большую доходность, нежели производство только электроэнергии

Из этих же условий вытекает возможность коммерческой нецелесообразности совместной выработки, в случае низких цен на электроэнергию и мощность. Однако в данной работе мы исходим из предположения, что в обозримой перспективе такой уровень цен маловероятен.

Из-за технологических ограничений, связанных с развитием инфраструктуры, переход к конкурентному рынку теплоэнергии затруднён. По этой причине тарифы на тепло надо рассматривать как определяемую величину, зависящую от сложившейся на рынке электроэнергии цены.

Однако, надо оговориться, что элемент рыночной конкуренции возможен на этапе планировки застройки новых микрорайонов застройщиками.

При выборе системы теплоснабжения какую-то часть затрат на постройку теплогенерирующего оборудования может брать на себя застройщик. И в данном случае выбор между котельной и ТЭЦ является в том числе фактором инвестиционной привлекательности проекта, так как тарифная сетка может позиционироваться как конкурентное преимущество данного района.

Определять топливную составляющую ТЭЦ необходимо исходя, как минимум, из условия безубыточности.

Для нахождения тарифа на тепловую энергию (и, как следствие, расхода топлива) необходимо знать полный расход топлива, который приблизительно вычисляется на этапе проектирования электростанции, а затем корректируется в соответствие с экспериментом (НТД)

Зная стоимость топлива, можно вычислить суммарные затраты на производство электроэнергии и тепла.

При этом затраты на электроэнергию компенсируются с рынка электроэнергии.

Если из суммарных затрат отнять денежные поступления с рынка электроэнергии, мы получим тариф обеспечивающий условие безубыточности совместной выработки при данном уровне цен.

Таким образом, мы получаем выражение (формула 1) для вычисления стоимости тепла, обеспечивающей безубыточность ТЭЦ:

$$C_{\text{Топливо}} V_{\text{Т/Э}} = C_{\text{Топливо}} V_{\text{Полный}} - E_{\text{Тепл.}} C_E, \quad (1)$$

где $C_{\text{Топливо}}$ – цена на топливо; $V_{\text{Полный}}$ и $V_{\text{Т/Э}}$ – расход топлива, соответственно, совместного производства и на тепло (искомое); $E_{\text{Тепл.}}$ – продажа электроэнергии на технологическом минимуме (т.е. вся выработка – теплофикационная); C_E – цена РСВ.

Проведем демонстрационный расчёт. В качестве примера воспользуемся тепловыми характеристиками турбоагрегата ПТ-80/100-130/13 ЛМЗ (рис. 1) [2]

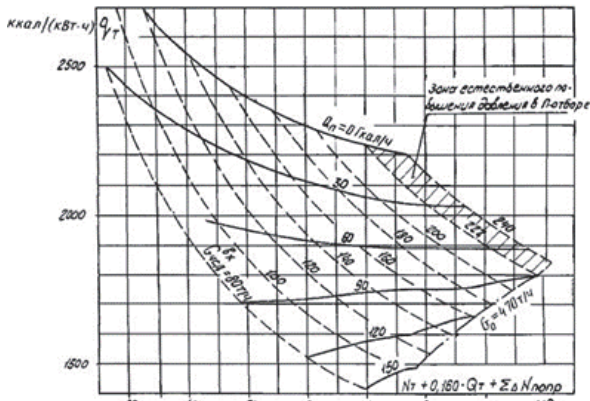


Рис. 1. Характеристика турбоагрегата ПТ-80/100-130/13 ЛМЗ [3]

При отпуске тепла 120 Гкал и мощности 60 МВт суммарный часовой расход теплоты на 1 кВт установленной мощности будет равен:

$$Q_o = \frac{\left(\frac{1520}{\eta_{ЭМ} \eta_{СИ}} + 2000 \right)}{\eta_{тр.} \eta_{ЭН.КОТ}} = 4403,1 \text{ ккал}, \quad (2)$$

где $\eta_{ЭМ}$ – КПД электрогенератора (примем 0,98); $\eta_{СИ}$ – КПД собственных нужд (примем 0,93); $\eta_{тр.}$ – КПД транспортировки тепла (примем 0,98); $\eta_{ЭН.КОТ}$ – КПД котлоагрегата (примем 0,85).

Стоимость газа приблизительно равна 5 550 руб./1 000 м³, а калорийность – 8243 ккал за 1 куб. м. В результате на производство 1 кВт·ч. и 2 ккал топливные затраты составят 2,938 руб. Теперь необходимо найти расходы за вычетом цены РСВ. Данные выгрузим за произвольную (13.03.24) дату (брать будем не для конкретного узла, а индекс РСВ, рис. 2) с сайта АТС. [4]

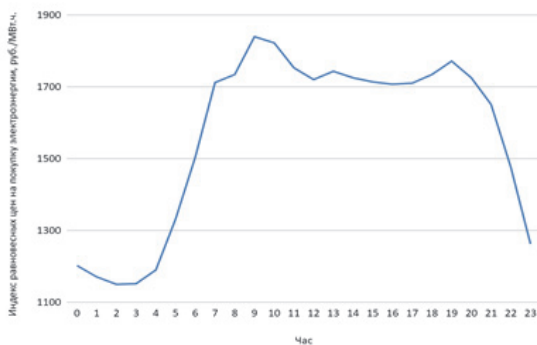


Рис. 2. Индекс РСВ [4]

Тарифы назначаются неизменными, цена на электроэнергию меняется час от часу. Это ставит исследователя перед выбором, какое именно значение брать. Два крайних варианта – средняя и наименьшая цена. В целях определения диапазона проведем расчёт для обоих случаев.

При этом важно сделать допущение, что вся поставка будет относиться только к рынку РСВ. В действительности существуют также и регулируемые договора для поставки электроэнергии населению и приравненным к ним категориям. По ним

может продаваться до 35% всей поставки. Также поставщики и потребители могут заключать свободные договора для хеджирования рисков. [3]

Если использовать наименьшую цену РСВ (табл. 1), вся выгода от ее повышения будет повышать выручку генератора. Однако привлекательность ТЭЦ для теплового потребителя будет ниже чем для средней цены. Т.е. для большей привлекательности совместной выработки может иметь смысл снизить тариф еще больше.

Также возможно использование при формировании тарифа на тепло средней цены РСВ. В таком случае тариф на тепло обеспечит маржинальную безубыточность предприятия, но не будет коммерчески интересен для генератора.

Один из вариантов решения данной проблемы – использование нормы прибыльности, по затратному методу ценообразования. Т.е. при формировании тарифа на базу (затраты на тепло) будет налагаться процент надбавки. При этом методе снижается привлекательность совместной выработки, так как доходы тем выше, чем выше расходы. .

Кроме того, использование нормы прибыльности делает снижение издержек на производство тепла невыгодным. А оптимальной стратегией поставщика тепла является повышение расходов топлива (чем больше база, облагаемая нормой прибыльности, тем больше доход). В пределе это приводит к котельнизации энергетики.

Наиболее целесообразным кажется выбор среднего из этих двух значений, равномерно распределяющий выгоду между тепловым потребителем и генератором.

Таблица 1. Стоимость и расход топлива на тепло

	Стоимость руб./ГКал	Расход кг.у.т./ГКал
По меньшей цене РСВ	893,97	189,68
По средней цене РСВ	687,55	145,88
Среднее	790,76	167,78

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Использование данной методики (с соответствующими корректировками на РД, СД) при определении топливных затрат на тепло сделает совместную генерацию более выгодной и для генератора, и для потребителя, и обеспечит конкурентные преимущества совместной генерации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Приказ** Министерства энергетики РФ от 30 декабря 2008 г. № 323
2. **Типовая** энергетическая характеристика турбоагрегата ПТ-80/100-130/13 ЛМЗ. Министерство энергетики и электрификации СССР
3. **Постановление** Правительства РФ от 27.12.2010 N 1172 (ред. от 06.03.2024)
4. **Суточные** индексы и объемы РСВ. [Электронный ресурс]: <https://www.atsenergo.ru/results/rsv/index> (дата обращения 10.04.2024)

СУХИЕ ГРАДИРНИ И ВОЗДУШНЫЕ КОНДЕНСАТОРЫ В ЭНЕРГЕТИКЕ РОССИИ: ПЕРСПЕКТИВЫ И ПРОБЛЕМЫ

ВВЕДЕНИЕ

Рост мировой экономики требует увеличения выработки электроэнергии, в результате чего повышается спрос на пресную воду для тепловых электростанций. При этом в потреблении воды тепловой энергетике приходится конкурировать с другими секторами, такими как общественное водопотребление, бытовые нужды, торговля, промышленность и сельское хозяйство. Поэтому в мире и, в частности, в России всё большее внимание привлекают системы, использующие для конденсации отработавшего в турбине пара воздух взамен воды. Такие системы могут строиться на основе

- оборотной схемы технического водоснабжения с использованием «сухих» градирен;
- воздушно-конденсационных установок.

Тенденции использования систем сухого охлаждения на электростанциях резко усилились после 1990 г., а за последние 20 лет спрос на эти системы вырос более чем в 20 раз.

1. СХЕМЫ УСТАНОВОК ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ

В энергетической практике для отвода тепла отработавшего пара с помощью воздуха применяются схемы трех типов:

- с конденсацией отработавшего пара внутри труб с наружным оребрением;
- с использованием конденсаторов смесительного типа и охлаждением воды окружающим воздухом в оребренной поверхности теплообмена сухой градирни;
- обычные поверхностные конденсаторы, в которые охлаждающая вода подается из сухой градирни.

2. ПОВЕРХНОСТЬ ТЕПЛООБМЕНА И КОНСТРУКЦИИ ВКУ И СВГ

Относительно низкие коэффициенты теплоотдачи со стороны воздуха $\alpha_{вз}=30-100 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$ по сравнению с коэффициентами теплоотдачи со стороны охлаждаемой воды или конденсирующегося водяного пара могут быть частично компенсированы развитием поверхности теплообмена со стороны воздуха (см. рис. 1).

В табл. 1 представлены наиболее распространенные варианты конструктивного исполнения. Каждый из этих вариантов был использован в реальных паросиловых установках.

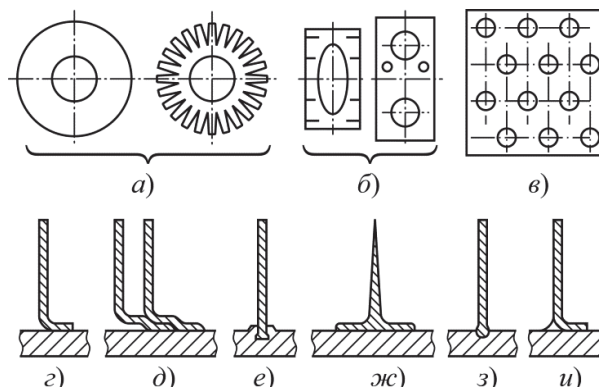


Рис. 1. Различная конфигурация и способы крепления оребренных труб

3. ОБОРУДОВАНИЕ СУХИХ ОХЛАДИТЕЛЕЙ

Установка сухого охлаждения – металлоемкий и дорогостоящий аппарат. При давлении конденсации 10-20 кПа подвод пара от турбины к воздушному конденсатору осуществляется паропроводами диаметром до 4-4,5м, проектирование и изготовление которых – сложная инженерная задача.

Важными узлами установок воздушного охлаждения, обеспечивающими достижение требуемых характеристик, являются вентиляторы и теплообменные модули. Выбор вентиляторов осуществляют с учетом следующих основных требований: обеспечение требуемого расхода охлаждающего воздуха, выполнение норм по шуму и вибрациям, надежность и долговечность. Обычно применяются осевые вентиляторы с колесом большого диаметра.

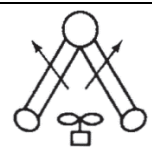
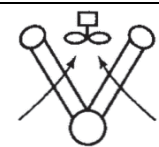
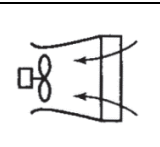
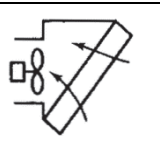
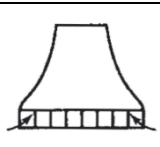

Большая площадь поверхности теплообмена СВГ и ВКУ определила технологическую необходимость сборки ее из отдельных модулей, заранее изготовленных в заводских условиях. Размеры модулей колеблются в широких пределах, которые определяются технологическими возможностями предприятия-изготовителя и теплогидравлическими параметрами самих модулей.

4. ОСОБЕННОСТИ ЭКСПЛУАТАЦИИ УСТАНОВОК ВОЗДУШНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ

4.1. Пуск-останов и работа при низких температурах наружного воздуха

Подвод конденсирующегося пара или воды к поверхности теплообмена, арматуре и приборам при температуре ниже 0°C сопровождается реальной возможностью образования ледяной пробки. В результате разрушаются или деформируются трубы поверхности теплообмена.

Таблица 1. Конструктивные схемы ВКУ и СВГ

Принудительная циркуляция				Естественная циркуляция	
Вертикальная ось вращения вентилятора		Горизонтальная ось вращения вентилятора			
шатровая	V-образная	вертикальный модуль	наклонный модуль	шатровая	зигзагообразная
					

Без специальных измерений очень сложно предвидеть зоны, где возможно замерзание воды, поэтому должен соблюдаться общий подход к пуску при низких температурах воздуха – проводить предварительный прогрев поверхности теплообмена и связанных с ней трубопроводов.

4.2. Очистка поверхности теплообмена

Важная составляющая процесса эксплуатации – очистка оребренной поверхности теплообмена со стороны охлаждающего воздуха. Причин загрязнения несколько:

- продукты цветения растений в весенний период;
- насекомые, увлеченные потоком воздуха;
- отложения промышленного происхождения.

Во всех перечисленных случаях необходимо предусматривать промывку поверхностей теплообмена водой высокого давления или специальными моющими растворами.

4.3 Влияние ветра и рециркуляции воздуха

Большинство фирм-изготовителей ВКУ и СВГ гарантируют достижение расчетных показателей этих устройств при скорости ветра не более 3 м/с. На рис. 2 приведены данные Nirma Institute of Technology (США) по изменению относительной эффективности ВКУ в зависимости от скорости ветра $w_{вт}$. Влияние оказывает не только скорость ветра, но и его направление. Поэтому при размещении воздушных конденсаторов полезно учитывать доминирующее направление розы ветров, обращая минимальное сечение конструкции навстречу летним ветрам.

4.4. Управление работой установок

Опыт эксплуатации аппаратов сухого охлаждения подтвердил, что это сложный технический объект, снабженный устройствами управления воздушным потоком:

- жалюзийные блоки, позволяющие изменять расходы охлаждающего воздуха между отдельными частями СВГ при пуске или низких тепловых нагрузках;
- частотно-регулируемый привод вентиляторов;
- трубопроводная арматура, отключающая часть поверхности теплообмена при низких наружных температурах воздуха;

- автоматические защиты, обеспечивающие опорожнение установки воздушного охлаждения или ее части в короткое время.

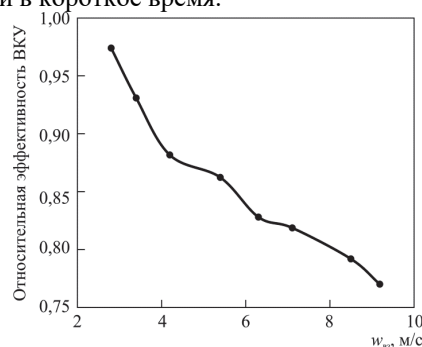


Рис. 2. Зависимость относительной эффективности ВКУ от скорости ветра

Алгоритм управления и его реализация требуют высокую квалификацию персонала ТЭС.

4.5. Вибрация и шум

Современные СВГ и ВКУ оснащаются двигателями мощностью 75-200 кВт для привода низкооборотных вентиляторов 90-300 об/мин. с диаметром колеса 5 – 11 м.

В результате образуется источник низкочастотной вибрации и шума, мощность которого может достигать заметных значений (до 100 Дб). В этом плане надо быть готовым к установке шумозащитных экранов, которые изменяют величину массовых и ветровых нагрузок на каркас СВГ или ВКУ.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Системы отвода тепла в окружающую среду без использования воды – мировой тренд в энергетике и промышленных технологиях. Перестала быть экзотикой ТЭС с сухой градирней или воздушно-конденсационной установкой. По мере ужесточения экологических требований, роста дефицита и стоимости пресной воды эта тенденция будет усиливаться.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мильман О.О., Перов В.Б. Воздушно-конденсационные установки и сухие градирни. Манускрипт, 2019. 386 с.
2. Федоров В.А., Мильман О.О. Конденсаторы паротурбинных установок, из-во МГТУ им. Баумана Н.Э., 2013. 558 с.

КОНДЕНСАЦИОННО-АДСОРБЦИОННАЯ ОЧИСТКА ВОЗДУХА ОТ CO₂

ВВЕДЕНИЕ

Очистка промышленных газов является актуальным направлением, которое развивается в рамках междисциплинарных исследований. Данное направление является наукоемким и включает в себя такие области знаний, как теплофизика, криогенная техника, газо- и нефтепереработка, которые, в свою очередь, опираются на фундаментальные исследования и сложный математический аппарат, позволяющий моделировать процессы «на стыке» технологий. На протяжении длительного времени очистка газов перед ожижением на заводах СПГ осуществляется в блоках комплексной очистки, которые, в основном, базируются на двух технологиях: абсорбционной (зачастую с применением жидких аминовых соединений) и адсорбционной (на твердых адсорбентах). Каждый из указанных способов не лишен недостатков. По усредненным оценкам, при сопоставимых характеристиках очищаемого газа отличие по рыночной стоимости адсорбционных и аминовых БКО может составлять до 300-400%.

В настоящем исследовании предлагается новый, гибридный способ очистки газов – рассматривается конденсационно-адсорбционная очистка смеси сухого воздуха и CO₂, реализуемая последовательно в три этапа. Ввиду того, что отработка технологии на углеводородах имеет сложности (пожаро-взрывоопасность, высокая стоимость компонентов, требования к разрешительной документации и испытательной площадке и пр.), в качестве первого приближения предлагается рассмотреть именно очистку смеси воздуха с большим содержанием CO₂, до 10% от массы смеси (при этом в среднем в воздухе содержится примерно 450 ppm CO₂). Принципиальная схема рассматриваемой установки представлена на рис. 1.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

На первом этапе рассматривается объемная конденсация CO₂ из смеси в проточной части парожидкостного турбодетандерного агрегата (ТДА) в трехмерном, нестационарном виде с учетом коагуляции частиц с применением специального расчетного модуля «Объемная конденсация» [1]. Проточная часть ТДА была синтезирована с применением расчетного модуля. Принимается, что температура газовой фазы не равна температуре образующихся частиц. На втором этапе моделируется сепарация твердых частиц CO₂ из потока газа. После чего, на третьем этапе полученный газ подается в короткоциклового адсорбер (КЦА), где моделируется процесс адсорбции. Фактически, в настоящем исследовании применяется схема расщепления по физиче-

ским процессам: конденсация, сепарация, адсорбция, причем результат расчета на каждом этапе является исходными данными для последующего этапа.

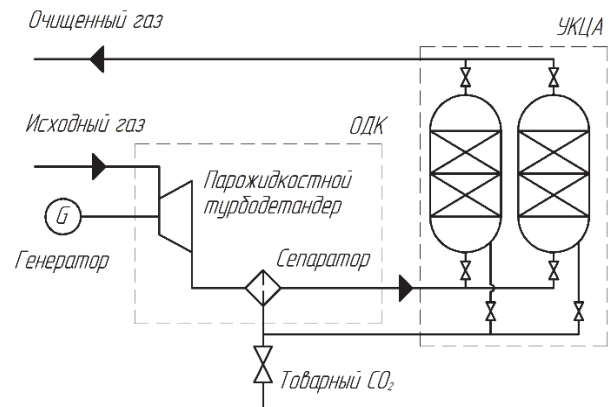


Рис. 1. Схема конденсационно-адсорбционной очистки газа.

Каждый из предложенных этапов численно реализуется с применением CFD-пакета. При этом базовое математическое описание, одинаковое для каждого этапа, включает в себя систему уравнений, состоящую из уравнений Навье – Стокса для сжимаемого газа, усредненных по Рейнольдсу и Фавру, уравнения состояния, а также уравнений турбулентности для замыкания системы. Указанная система уравнений дополняется физическими моделями по мере необходимости.

Объемная конденсация в турбодетандере

Для исследования процесса объемной конденсации к системе уравнений движения, энергии, состояния и пр. необходимо добавить учет кинетики конденсации. В основе описания этого процесса лежит кинетическое уравнение для функции распределения капель по размерам, в общем виде представимое как [2]:

$$\frac{\partial f_r}{\partial t} + \bar{u} \cdot \nabla f_r + \frac{\partial}{\partial r} (r f_r) = \frac{I}{\rho} \delta(r - r_{cr}), \quad (1)$$

где f_r – функция распределения капель по размерам, нормированная на количество капель в единице массы, δ – дельта-функция Дирака, I – скорость нуклеации, $1/(m^3 \cdot c)$, \dot{r} – скорость роста капель, м/с, r_{cr} – критический радиус капель, м.

В настоящей работе для решения кинетического уравнения применяется метод моментов, а для описания скорости нуклеации используется классическая теория нуклеации Френкеля-Зельдовича с рядом поправок.

На входе в направляющий аппарат задается полное давление P_0 и температура смеси T_0 , а также массовая доля CO_2 . На выходе из рабочего колеса задается давление P_2 , по которому определяется степень расширения δ (как отношение P_0 к P_2). Рабочее колесо вращается с постоянной частотой вращения n .

Сепарация

После ступени ТДА поток, содержащий частицы твердого CO_2 , поступает в циклонный сепаратор, в котором происходит отделение большей части частиц. Очищенный поток поступает в промежуточный теплообменник, в котором происходит испарение оставшихся после очистки частиц конденсата, после чего газовый поток без механических включений поступает в блок адсорбции. Задача разделения газа и твердых частиц CO_2 решается в трехмерной нестационарной постановке в широком диапазоне начальных данных, что позволяет построить карту эффективности аппарата.

Адсорбция

Описание кинетики адсорбции базируется на уравнении LDF (linear driving force) [3], которое позволяет определить интенсивность адсорбции в пористом слое:

$$\frac{\partial q_i}{\partial t} = k_i a (q_i^* - q_i), \quad (2)$$

где q_i – адсорбция, ммоль/г; q_i^* – равновесная адсорбция, ммоль/г; $k_i a$ – коэффициент массообмена, 1/с.

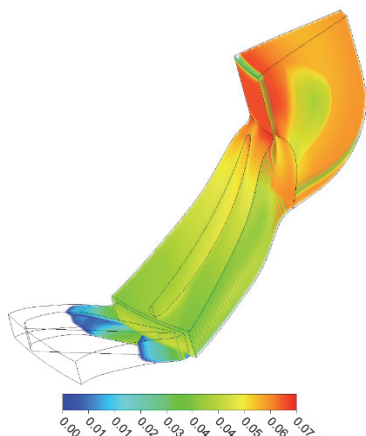


Рис.2. Массовая доля сконденсировавшихся частиц CO_2 в проточной части ТДА (начальное содержание CO_2 7%).

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

По результатам расчетов первого этапа полученные распределения массовой доли образующихся и растущих в процессе конденсации частиц CO_2 , их количество, средний размер, температура, скорость и давление, пример представлен на рис.2. Выявлено, что с ростом степени расширения (за счет увеличения давления смеси газа на входе в проточную часть ТДА) повышается степень конденсации, что позволяет сконденсировать до 99% CO_2 . При этом,

образовавшиеся и растущие частицы не разрушают проточную часть ТДА, что подтверждается прочностными расчетами и экспериментальными данными.

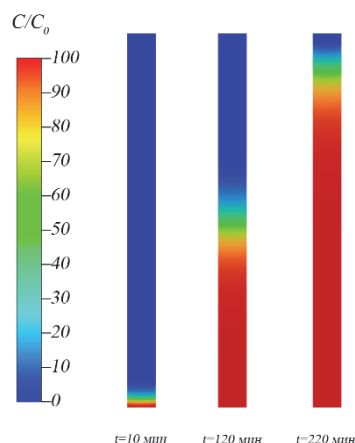


Рис.3. Распределение относительной концентрации в колонне адсорбера в различные моменты времени

По результатам второго этапа подобрана такая геометрия сепарационного аппарата и режимные параметры, которые гарантируют удаление до 98% твердых частиц из потока. Также произведен расчет теплообменника, который требуется для испарения оставшихся и неудаляемых частиц малого размера. Таким образом, на выходе из сепаратора с теплообменником содержание CO_2 не превышает требований к стандартному БКО для ВРУ.

По результатам третьего этапа определены необходимые габаритные размеры адсорберов, оптимальные циклограммы переключения, построены выходные кривые по CO_2 и распределения относительной концентрации в колонне, рис. 3

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе рассмотрен новый, гибридный способ очистки газов в широком диапазоне режимных параметров. Показано, что при реализации трех последовательных этапов можно с меньшими затратами, по сравнению с абсорбционной (аминовой) технологией, очищать промышленные газы от CO_2 с дополнительным производством товарной углекислоты. Разработан методологический аппарат, позволяющий проектировать подобные установки в широком диапазоне исходных данных.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Свидетельство** о государственной регистрации программы для ЭВМ **2022660181** Российская Федерация. Специальный расчетный модуль «Объемная конденсация» / заявителя и правообладателя А.А. Сидоров, А.К. Ястребов. – № 2022618334; заявл. 28.04.2022; опубл. 31.05.2022 – 1 с.
2. **Стернин Л.Е.** Основы газодинамики двухфазных течений в соплах. М.: Машиностроение, 1974.
3. **Yang R.T.** Gas Separation by Adsorption Processes, Stanford University, Dept. of Computer Science, Butterworth, New York 1987.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ И МАНЕВРЕННОСТИ АЭС ЗА СЧЕТ ПЕРЕГРЕВА ПАРА В УСТАНОВКЕ НА ОРГАНИЧЕСКОМ ТОПЛИВЕ

ВВЕДЕНИЕ

Необходимость адаптации мировой промышленности и экономики к ожесточающимся климатическим нормам, а также прогнозируемый значительный рост спроса на электроэнергию [1] способствуют развитию углерод-нейтральной электрогенерации, к которой относятся возобновляемая и атомная энергетика. В свою очередь, отсутствие возобновляемых источников большой мощности вблизи крупных энергопотребителей обуславливает усиление роли атомных электростанций в централизованных системах электроснабжения Российской Федерации. В то же время АЭС имеют ряд недостатков: сравнительно низкие показатели энергетической эффективности и эксплуатационной маневренности, а также высокий уровень удельных капитальных затрат. Перспективным решением перечисленных проблем может стать строительство новых гибридных энергоблоков с интегрированными установками на органическом топливе, которые позволят повысить начальные параметры рабочего тела без влияния на условия работы реакторной установки и парогенератора.

Концепция повышения параметров пара на АЭС при помощи использования органического топлива не является новой. Так, энергоблок станции Индиан-Поинт-1 (Нью-Йорк, США) с реактором типа PWR работал с интегрированным пароперегревателем на органическом топливе, обеспечивавшем повышение энергоэффективности и сокращение себестоимости отпуска электроэнергии [2]. Возможности и целесообразности перегрева пара в выносном перегревателе также была посвящена работа [3]. КПД рассматриваемого энергоблока

согласно результатам расчетов составил 42,5%. Несмотря на достижение высокой энергоэффективности потенциал к ее повышению для подобных схем (например, за счет утилизации низкопотенциальной теплоты уходящих газов) остаётся достаточно высоким, что делает это направление исследований актуальным.

В настоящей работе предложена новая принципиальная тепловая схема гибридного энергоблока, работающего одновременно на ядерном и органическом топливе. Основными преимуществами разработанного решения по сравнению с АЭС являются более высокая эффективность и более широкий диапазон изменения нагрузки.

1. ОПИСАНИЕ СХЕМЫ ГИБРИДНОЙ АЭС

Предложенная схема гибридной АЭС состоит из реакторной установки ВВЭР-1000 и быстроходной паровой турбины К-1000-60/3000 с надстроенным высокотемпературным трактом, включающим в себя выносной пароперегреватель и высокотемпературную турбину с противодавлением (рисунок 1). В этой схеме часть свежего пара последовательно направляется в выносной пароперегреватель, где его температура повышается до 560-640°C, после чего поступает в высокотемпературную турбину, где срабатывается до давления равного давлению перед ЦНД и смешивается с паром после сепаратора пароперегревателя. Также в схеме предусмотрены ГВТО и воздухоподогреватель для повышения тепловой эффективности и поддержания параметров питательной воды постоянными за счет утилизации теплоты уходящих газов.

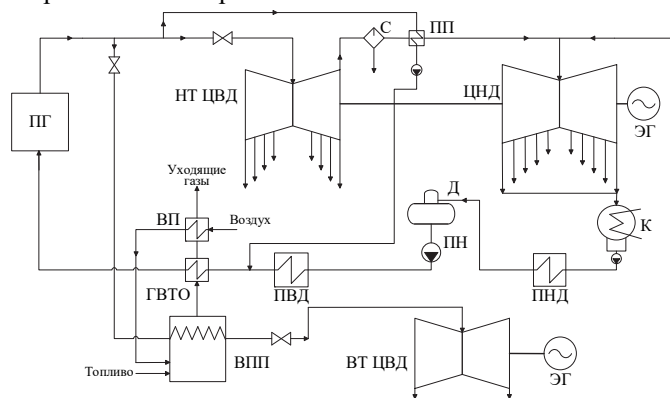


Рис. 1. Тепловая схема АЭС с надстроенным высокотемпературным трактом: ПГ – парогенератор, НТ и ВТ ЦВД – низкотемпературный и высокотемпературный цилиндр высокого давления, С – сепаратор, ВПП – выносной пароперегреватель, ПП – пароперегреватель, ЦНД – цилиндр низкого давления, ЭГ – электрогенератор, К – конденсатор, ПНД и ПВД – подогреватели низкого/высокого давления, Д – деаэратор, ПН – питательный насос, ГВТО – газодводяной теплообменник, ВП – воздухоподогреватель.

Особенностью такой гибридной АЭС является возможность работы на режимах частичной нагрузки за счет изменения доли отбираемого пара на перегрев пара. Такое изменение режимных параметров делает необходимым проведение термодинамического анализа и поверочного расчета тепловой схемы.

2. ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ

По результатам термодинамического анализа было установлено, что при доле отбираемого пара менее 30, 33, 38% и температурах перегрева, равных 640, 600, 560°C, значения КПД нетто гибридного энергоблока не превышают показателей энергоэффективности для базовой схемы АЭС. Однако при дальнейшем увеличении расхода перегреваемого пара наблюдается прирост КПД. Так, при доле расхода перегреваемого пара в 50% прирост составляет 1,43, 1,08, 0,73% для температур перегрева 640, 600, 560 °С соответственно (Рисунок 2). Снижение уровня энергоэффективности ниже базового для низких долей отбора пара на перегрев связано с высоким значением потерь давления в ВТ ЦВД при дросселировании в клапанах. При росте доли перегрева увеличивается мощность высокотемпературной турбины, что повышает среднеинтегральную температуру подвода теплоты, и, следовательно, энергоэффективность цикла.

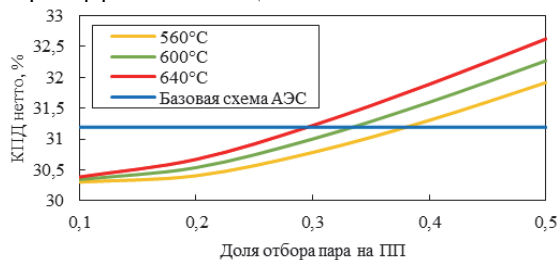


Рис. 2. Зависимость КПД нетто гибридного энергоблока от доли отбираемого пара

Также был определен диапазон изменения нагрузки для гибридного энергоблока в зависимости от расхода перегреваемого пара. Кроме того, проведено сравнение энергетических характеристик разработанного энергоблока с показателями АЭС с турбиной К-1000 и ТЭС с турбинами К-300 и К-500 (выбор данных турбин обусловлен тем, что их номинальные параметры соответствуют максимальным приростам мощности исследуемых схем).

Влияние доли перегреваемого пара на вырабатываемую мощность сопоставляемых энергоблоков представлено на рисунке 3. При перегреве 50% расхода пара до температур 640, 600, 560°C электрическая мощность гибридного энергоблока достигает значений 1460, 1415, 1372 МВт, а минимальный прирост мощности при доле расхода 10% и данных температурах равен 32,6, 30,5, 23,8 МВт, что значительно меньше минимальной вырабатываемой мощности отдельных ТЭС: 154,4, 256,7 МВт с турбинами К-300 и К-500 соответственно. Таким образом, диапазон изменения нагрузки гибридной АЭС гораздо шире, чем у отдельно стоящих АЭС и ТЭС, что объясняется отличием термодинамических процессов выносного пароперегревателя и энергетического котла.

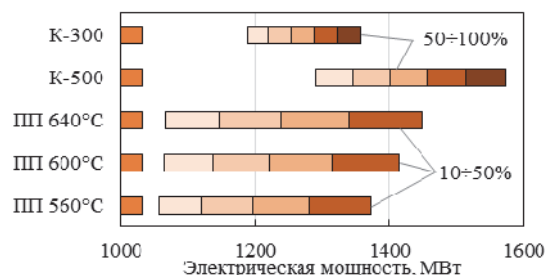


Рис. 3. Диапазон изменения мощности энергоблоков при разных значениях расхода пара на ПП и в голову турбин

Дополнительным преимуществом гибридного энергоблока по сравнению с отдельно стоящими АЭС и ТЭС является меньшее количество оборудования: в схему АЭС добавляются выносной пароперегреватель и высокотемпературная турбина. Также следует отметить, что для гибридных энергоблоков могут оказаться востребованными конструктивные решения по повышению пропускной способности проточной части ЦНД [4].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, предложенная схема позволяет получить прирост вырабатываемой мощности и энергоэффективности цикла без воздействия на условия работы парогенератора и реакторной установки. Также диапазон изменения электрической мощности у гибридной энергоустановки гораздо шире, чем у отдельно работающих АЭС и ТЭС. Однако, несмотря на отмеченные термодинамические преимущества гибридной АЭС с интегрированной установкой на органическом топливе, следует также отметить необходимость ряда дополнительных исследований в области безопасности таких станций, а также экономической эффективности предлагаемого решения и маневренных характеристик объекта.

Исследование выполнено в НИУ МЭИ при финансовой поддержке Российского научного фонда (грант № 23-79-10235). <https://rscf.ru/project/23-79-10235/>

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Филиппов С.П., Малахов В.А., Веселов Ф.В. Долгосрочное прогнозирование спроса на энергию на основе системного анализа // Теплоэнергетика. 2021. № 12. С. 5–19.
2. Lior N. Energy, exergy and thermoeconomic analysis of the effects of fossil-fuel superheating in nuclear power plants // Energy conversion and management. – 1997. – Т. 38. – №. 15-17. – С. 1585-1593.
3. Щеклеин С.Е. Роль ядерной энергии в расширении топливно-энергетической базы и сохранении климата // Траектория исследований – человек, природа, технологии. 2022. № 1 (1). С. 5–15.
4. Перспективы применения двухъярусных проточных частей в цилиндрах низкого давления мощных паровых турбин / А. С. Седлов, А. Е. Зарянкин, А. Н. Рогалев [и др.] // Вестник Ивановского государственного энергетического университета. – 2016. – № 2. – С. 14-20.

APPLICATION SOFTWARE FOR CALCULATION OF THERMAL POWER PLANT ELECTROSTATIC PRECIPITATOR EFFICIENCY

INTRODUCTION

The paper considers application software for calculation of thermal power plant electrostatic precipitators efficiency. The precipitators are really important for the environmental protection, and a lot of specialists work to improve their efficiency, develop diagnostics, automation and alarm systems and so on [1-3].

At present, a lot of power plants in Russia use various fuels that were not in the projects, and it can influence the precipitation efficiency, so the paper topic is important. The paper describes the precipitators and problems connected with them. The paper also includes the description of the application software developed, the software structure and its characteristics .

1. ELECTROSTATIC PRECIPITATORS AND PROBLEMS CONNECTED WITH THEM

About 25% of thermal power plants in Russia use various kinds of coal [4], and fly ash emission reduction is a very important issue. In order to catch the fly ash electrostatic precipitators are used [4,5]. The precipitators should be highly effective, their efficiency is up to 99.8%, and their pressure loss is low, not more than 200 Pa [4].

But there are some problems connected with the precipitators. They are selected individually for concrete power units taking into consideration the unit power, the kind of fuel, the flue gas flow, the fan type, etc. The kind of fuel is really important. Nowadays a lot of thermal power plants have to use fuels that were not in the power plant projects. It happens due to many various factors.

If the unplanned fuel is used, the electrostatic precipitator efficiency may drop considerably. It is possible to replace the precipitator but it is expensive and time consuming, and it is necessary to stop the power plant unit completely in order to do it, so it is not economical.

2. PROBLEM STATEMENT

Due to the reasons described above it is necessary to develop application software that can simplify the electrostatic precipitator selection when the power unit is being designed. The application software should also be able to estimate the fuel kind influence on the precipitator efficiency. Having this information it is possible to plant environmental protection measures without replacing the precipitator and stopping the power plant unit completely.

3. GENERAL DESCRIPTION OF THE SOFTWARE

In order to solve the problem stated above the application software is developed. The software is devel-

oped on C# using .Net platform [6]. C# programming language and .Net platform are modern instruments; C# is an object-oriented programming language, there versions with the open source code [7].

This software is intended for modelling physical processes taking place in the electrostatic precipitator and for calculating efficiency of the precipitator selected. The efficiency depends on the fuel kind and its characteristics and the power plant characteristics.

The software functions in the interactive mode, users can input commands and necessary data. The software is also protected from incorrect input data and informs users about incorrect input data or incorrect functioning.

The software calculates the precipitator efficiency and the penetration of the fly ash through it. The penetration of fly ash is calculated by the following formula [4]:

$$p = (1 - \varphi_n - \varphi_n) \cdot p_a + \varphi_n \cdot \beta \cdot p_a + \varphi_n \quad (1)$$

where: p – the penetration of the fly ash through the precipitator taking into account gas leakage through non-active and half-active zones of the precipitator; φ_n – the part of the gas flow going through the precipitator non-active zones; φ_n – the part of the gas flow going through the precipitator half-active zones; p_a – penetration of the fly ash taking into account irregularity of the velocity profile; β – the coefficient taking into account the growth of the fly ash penetration in the weakened electric field.

The electrostatic precipitator efficiency is calculated by the following formula [4]:

$$\eta_{3y} = 1 - p \quad (2)$$

where: η_{3y} – the precipitator efficiency.

The precipitator efficiency should not be less than 99%, otherwise the efficiency is unacceptably low, and the power plant may be dangerous for the environment.

4. INTERFACE AND STRUCTURE OF THE SOFTWARE

The software developed can help to select the electrostatic precipitator for a power plant unit being designed, compare the efficiency of different electrostatic precipitators for specified working conditions and determine the coal kind influence on the precipitator efficiency.

The software main interface is shown in Fig. 1.

There are six menu options in the software menu, they are Main, Precipitators, Fuel, Power Plant, Calculations and Plots. In the window shown in Fig. 1 the options are on the vertical navigation panel in the left part of the window. The navigation panel may be min-

imized if necessary.

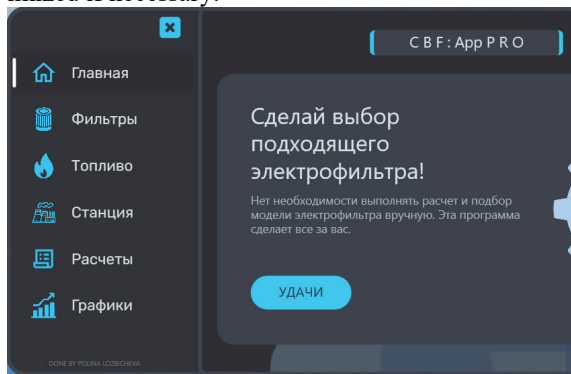


Fig. 1. The main interface of the application software developed.

When a user runs the software, the Main page appears, it shows only general information. The Precipitators page is interactive, the user can select a precipitator for further calculations here. The page is shown in Fig. 2.

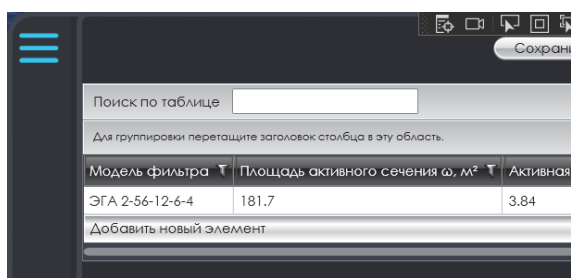


Fig. 2. The Precipitators page.

The table shown in Fig. 2 contains information about several types of precipitators. The user can select the precipitator used and its characteristics (the model, the active section square, the active field length, the precipitator mass, etc.). If necessary, the user can also add characteristics of another precipitator in the data base. In order to simplify work with the database the user can add filters to the table, group data, use the search system, etc. The example of this function is shown in Fig. 3.

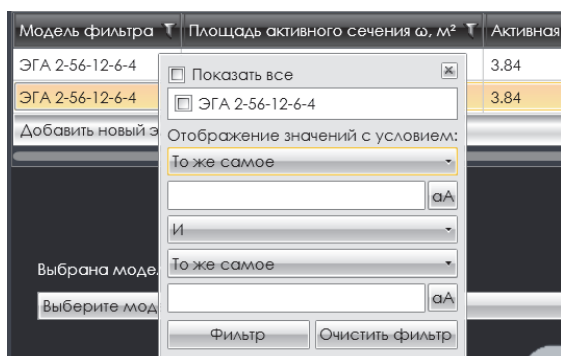


Fig. 3. The table with a filter added.

The page Fuel looks almost like the page Precipitators, it also contains a database table and is also interactive. The user can select the used fuel type here, it is also possible to select several types (for example, coals from different deposits). The table also contains charac-

teristics of the fuels, for example, the lower heating value, moisture contents and so on.

The page Power Plant is used to insert the data necessary for the precipitator calculation. These data are, for example, the type of the coal pulverizer, the type of the slag removal, the exhaust gases temperature, etc. It is possible to insert the data, to select them from the drop-down list or to select a diagram. Inserting the data it is necessary to pay attention to the units because the software application does not transform the units. If the data are in the floating-point format, it is possible to use either comma or point.

The page Calculations is used for the final checking of the selected and inserted data and showing the calculation results (using formulas (1), (2)). It is also possible to change the export data format here.

The page Plots shows plots in 2D-format, for example, efficiency diagrams for a particular precipitator for different fuels.

The output of the application is the precipitator efficiency, the fly ash concentration and the optimal rapping mode for the precipitator under consideration.

CONCLUSION

The paper considered application software for calculating electrostatic precipitator efficiency and described its interface and functions.

The application software developed can simplify the precipitator selection for coal power plant units being designed. It also allows to compare the efficiency of different precipitators for the given working conditions and determine the influence of the coal type used on the precipitator efficiency. It can help to plan the improvement of the precipitator.

REFERENCE

1. **A. S. M. Sayem, M. M. K. Khan, M. G. Rasul, P. Wolfs, N. M. S. Hassan and B. Sneath**, "Experimental study of a high voltage (HV) electrostatic precipitator to achieve higher collection efficiency," 2017 Australasian Universities Power Engineering Conference (AUPEC), Melbourne, VIC, Australia, 2017, pp. 1-4.
2. **J. Zeng, J. Cheng and Y. Zeng**, "Automatic Fault Detection and Alarm Device for Ash-Slag Disposal System of Electrostatic Precipitator," 2018 2nd International Conference on Robotics and Automation Sciences (ICRAS), Wuhan, China, 2018, pp. 1-5.
3. **S. Mutha, A. Saratkar and K. Vaidya**, "Automatic Air Blast Flushing of Electrostatic Precipitator," 2020 IEEE International Conference on Electronics, Computing and Communication Technologies (CONECCT), Bangalore, India, 2020, pp. 1-5.
4. **Прохоров В.Б., Киричков В.С.** Расчет выбросов вредных веществ в атмосферу, выбор параметров электрофильтров и определение высоты дымовых труб– Москва. – Издательство МЭИ. – 2019.
5. **Рихтер Л.А, Елизаров Д.П., Лавыгин В.М.** Вспомогательное оборудование тепловых электростанций. – Москва. – Энергоатомиздат. – 1987.
6. **Марк Дж. Прайс.** C# 8.0 и .Net Core 3.0. – СПб. – Питер. – 2021. – 816 с.
7. Net Platform // URL: <https://github.com/dotnet> (accessed data 1.06.2024).

ЦИФРОВОЙ ДВОЙНИК ГАЗОПОРШНЕВОЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ

ВВЕДЕНИЕ

В современных условиях индустриальной революции 4.0 разработка и создание новых образцов энергетических установок, обладающих высокими экономическими, экологическими показателями и высокой энергоэффективностью, значительно ускоряется. Этому способствует также высокая конкурентная борьба разработчиков и все больший переход на технологическую самостоятельность стран мира.

В основе работы лежит концепция создания цифровых двойников (DT – digital twin) - цифровых (численная) копий объекта, реализующих все процессы и явления в объекте и вокруг него [1-3], и имеющая двусторонние информационные связи с объектом и/или его составными частями [4]. При этом, цифровая (численная) копия объекта – это система математических и компьютерных моделей, а также электронных документов изделия, описывающая структуру, функциональность и поведение вновь разрабатываемого или эксплуатируемого изделия на различных стадиях жизненного цикла, для которой на основании результатов цифровых и (или) иных испытаний выполнена оценка соответствия предъявляемым к изделию требованиям (валидация и верификация).

1. ОБЪЕКТ И ЦЕЛЬ ИССЛЕДОВАНИЯ

Объектом исследования в работе являются газопоршневые двигатели, созданные на базе серийных дизельных рядных 6-цилиндровых двигателей с объемом 6,7 и 8,9 литров мощностью 300-400 л.с. Данные газопоршневые двигатели используются в составе автономных источников тепловой и электроэнергии.

При разработке РД двигателя проводилась его декомпозиция на системы, узлы и агрегаты для отдельного анализа их работы. В последствие результаты анализа особенностей работы одной системы могли служить основой для расчета и анализа другой. В качестве основных систем, узлов и процессов выделялись: система охлаждения двигателя и его тепловое состояние, помпа системы охлаждения, систем подачи воздуха, цилиндропоршневая группа и внутрикамерные процессы, кривошипно-шатунный механизм, система отвода газов, турбокомпрессор, система смазки и маслоохладитель, кунг (подкапотное пространство) для двигателя с вентилятором и радиаторами и т.д. (рис.1).

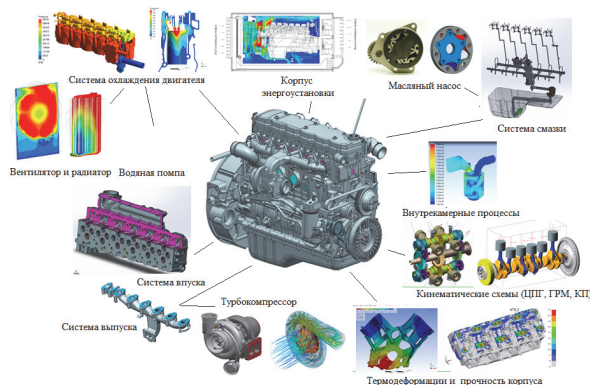


Рис. 1. Декомпозиция двигателя газопоршневой энергоустановки

В данной работе первоначально строится цифровой двойник изделий (DTI) - отдельных систем и агрегатов двигателя, на основе физико-математического моделирования процессов переноса вещества и теплоты, термомодеформированного состояния и прочности реального объекта-аналога, с которым DTI может иметь прямую связь. Прямая связь осуществляется за счет снятия сигналов при прямых измерениях параметров и их передачи в DTI или в виде файлов больших данных, записанных на носители и подвергавшихся первичной обработке или восстановлению промежуточных данных за счет одномерного или нейросетевого моделирования. В работе реализовывался второй вариант передачи данных в DTI от реального объекта-аналога. После проверки работоспособности DTI объекта-аналога (этап реинжиниринга) и выявления на нем недостатков конструкции, в конструкцию аналога вносились конкретные технические решения по модернизации с целью повышения эффективности и DT переходил с уровня DTI на уровень цифрового двойника прототипа (DTP), после чего на нем производились виртуальные испытания и восстановление характеристик прототипа нового изделия. После обоснования улучшения характеристик объекта он направлялся на разработку конструкторской документации (КД), изготовление, натурные испытания и внедрение в производство.

Цель работы – разработка наукоемких DTI базовых моделей узлов и агрегатов автотранспортных систем для создания на их основе DTP новых технических решений и их виртуальных испытаний. В целом необходимо отразить, что в работе проведено исследование течений и теплообмена неоднородных сред (учет турбулентности, завихренности потока, смешения сред, дробления и коагуляции, неизотермичности, фазовых переходов, физико-химические превращения) в каналах сложной, разветвленной или изменяющейся форм.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Цифровой двойник системы охлаждения создан для численного исследования гидравлики малого круга системы охлаждения газового двигателя. Для построения цифрового двойника использована 3D модель двигателя и ANSYS Fluent для моделирования теплогидравлических процессов.

Анализ работы цифрового двойника позволил выявить неравномерность распределения расход охлаждающей жидкости (ОЖ) и соответственно неравномерность охлаждения правой и левой части БЦ. При этом ОЖ сначала подогревается в маслоохладителе потом поступает БЦ. Для ликвидации неравномерности распределения потоков на двигателе был установлен байпас. Это позволило повысить равномерность расхода ОЖ. Однако необходимо было повысить эффективность всей системы охлаждения БЦ. Для того, чтобы максимально снизить влияние маслоохладителя на процессы гидродинамики и теплообмена в правом БЦ предложена параллельная схема подключения маслоохладителя и исключение байпасной линии. Выполнено выравнивание тепловых и гидравлических условий работы правого и левого блока цилиндров.

В рамках работ разработана модель и проведено численное исследование системы смазки. Цель работы – провести расчетные исследования, определить значения давления и расхода моторного масла по каждому компоненту системы смазки двигателя и всего двигателя в целом, определить текущий запас системы и гидравлический потенциал системы с учетом текущей геометрии и форсировки двигателя. Цифровой двойник включал 3D модель всех элементов смазки и численную модель течения и теплообмена в системе на основе ANSYS CFX. На основе анализа работы цифрового двойника системы смазки для оптимизации масляного насоса выбрано 2 пути увеличения его производительности: линейное изменение рабочего объема насоса и объемное масштабирование рабочего объема насоса. По результатам серии гидравлических расчетов получена напорная характеристика оптимизированного насоса. Получена гидравлическая характеристика клапана регулировки давления масла.

Цифровой двойник систем впуска двигателя разрабатывался с целью определения значения газодинамического сопротивления, оценки равномерности распределения заряда по цилиндрам. Перед проведением исследований по модернизации системы проведена верификация результатов исследования режимов течения и гидравлических потерь в цифровом двойнике базовой конструкции, показавшая удовлетворительное расхождение расчетных и экспериментальных данных (не более 2,5%). На основе анализа работы цифрового двойника системы подачи воздуха установлено, что для режимов работы двигателя на всех оборотах изменения расчетного массового расхода воздуха и зарядов по цилиндрам неравномерно. Предложены и проанализированы варианты модернизации си-

стемы, связанные с изменением конструкции крышки патрубка подачи воздуха – ликвидации крупного выступа на входе в ГБЦ, увеличения объема входной воздушной камеры для улучшения доступа воздуха к крайним цилиндрам, удлинение расширенной части входного коллектора ГБЦ и крышки для улучшения доступа воздуха к крайним цилиндрам, изменение угла наклона подводящего патрубка, переход от бокового подвода воздуха к центральному, изменению ГБЦ в целом. По результатам работы разработана конструкторская документация для создания новой системы впуска.

Аналогично была оценена работа и проведены оптимизации конструкции для систем выпуска газа, турбокомпрессора, водяной помпы, масляного насоса и маслоохладителя, радиатора, а также процессов течения и теплообмена воздуха в вентилируемом кунге, термодетонаций в корпусе двигателя.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате проведения комплекса работ показана перспективность использования цифровых двойников при модернизации производимой продукции. Использование цифровых двойников позволяет экономить время на создание новой продукции, сократить финансовые затраты на натурные испытания, повысить эффективность документооборота и создания конструкторской документации с учетом приемственности от базовых конструкций.

Работа выполнена по соглашению с Министерством науки и образования РФ №№ 075-03-2024-067 от 17.01.2024 г. (шифр FZSU-2023-0004)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Grieves, M.W.** Digital Twins: Past, Present, and Future . In *The Digital Twin*. Edrs.: N. Crespi, A.T. Drobot, R. Minerva. – Springer, 2023 - P.97-121.
2. **Grieves, M.** Digital Twin: Mitigating Unpredictable, Undesirable Emergent Behavior in Complex Systems. / M. Grieves, J. Vickers - In *Transdisciplinary Perspectives and Complex Systems: New Findings and Approaches*. Edrs: F.J.Kahlen, S.Flumerfelt, A. Alves. – Springer, 2017 – p.85-113
3. **Боровков, А.И.** Цифровые двойники в высокотехнологичной промышленности. Краткий доклад / А.И. Боровков, А.А. Гамзикова, К.В. Кукушкин, Ю.А. Рябов. – СПб. : ПОЛИТЕХ-ПРЕСС, 2019. – 62 с.
4. ГОСТ Р 57700.37- 2021. Компьютерные модели и моделирование. Цифровые двойники изделий. Общие положения. – М.: Росс. инст-т стандартизации, 2021. – 15 с.

ОПТИМИЗАЦИЯ ПОТРЕБЛЕНИЯ ВОДНЫХ РЕСУРСОВ НА ПРЯМОТОЧНЫХ ТЭС В УСЛОВИЯХ ПЕРЕМЕННЫХ СТАВОК ЗА ВОДОПОЛЬЗОВАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ

В соответствии с приказом Министерства энергетики Российской Федерации от 21.12.2021 № 1436 «Об утверждении прогноза научно-технологического развития отраслей топливно-энергетического комплекса России на период до 2035 года», а также с основными нормами водного законодательства Российской Федерации экономия воды является важной задачей для предприятий, в т.ч. для электростанций. В связи с этим необходима разработка научно-методического подхода по рационализации потребления водных ресурсов на объектах тепловой и атомной энергетики.

1. О ПОТРЕБЛЕНИИ ВОДНЫХ РЕСУРСОВ НА ОБЪЕКТАХ ЭНЕРГЕТИКИ

1.1. Основные потребители водных ресурсов

На сегодняшний день тепловая энергетика РФ базируется крупных конденсационных паротурбинных установках (ПТУ) с единичной установленной мощностью 150-1200 МВт. Как правило, данные ПТУ работают в составе крупных энергогенерирующих объектов тепловой энергетики - государственных районных электрических станций (ГРЭС). Подавляющее количество отечественных ГРЭС имеет систему прямого водоснабжения. Из данных Минэнерго следует, что около 80 российских ТЭС используют прямооточные СТВ, на долю прямооточных ТЭС приходится порядка 90% (21,7 млрд. куб. м) от всего объема воды, используемой в тепловой энергетике в нашей стране [1]. Данные объекты тепловой энергетики являются крупными водопользователями и производят водозабор из естественных источников водоснабжения в больших объемах с последующим возвратом воды обратно в источник водоснабжения. К примеру, годовой объем забираемой воды на Костромской ГРЭС около 2000 млн. м³/год, что составляет примерно 4% стока. Волги (52 160 млн. м³) на данном участке реки [2].

1.2. Существующие ограничения и проблемы

Прямоточная СТВ является наиболее эффективной среди всех существующих систем технического водоснабжения на сегодняшнее время и включена в справочник наилучших доступных технологий (НДТ) [3], однако её применение в нашей стране имеет ряд существенных ограничений. В 1995 г. Водным кодексом РФ (Федеральный закон №74, ст. 60, пункт 4) впервые был введен запрет на применение прямооточных систем охлаждения не только для новых ТЭС, но и для существующих ТЭС (при вводе в эксплуатацию новых энергоблоков, или

реконструкции действующего оборудования со значительным увеличением его водопотребления). Помимо данного ограничения в 2014 г. постановлением Правительства РФ от 26 декабря 2014 г. N 1509 была законодательно введена плата за объемы водопользования систем охлаждения, а также её ежегодная индексация в размере 15%. В 2019 г. Постановление Кабмина № 1211 в правила расчёта ставок для прямооточных ТЭС и АЭС были внесены изменения, согласно которым: с 2020 г. были заморожены дифференцированные ставки по бассейнам на уровне 2019 года/ в период 2021– 2025 г. для всех прямооточных электростанций установлена единая ставка 636 рублей за 1 тыс. м³ вне зависимости от речного бассейна/ начиная с 2026 года, плата будет ежегодно увеличиваться на уровень официальной инфляции. Рост ставок за водопользование с течением времени делает работу прямооточных ТЭС все менее эффективной с экономической точки зрения [1].

2. ПУТИ РЕШЕНИЯ ПРОБЛЕМЫ

2.1. Отказ от прямооточных СТВ

Все вышеописанные ограничения заставляют энергогенерирующие предприятия, использующие прямооточную систему водоснабжения и производящие водозабор из естественных источников водоснабжения, проводить мероприятия по сокращению потребления водных ресурсов путем увеличения доли повторно используемой охлаждающей воды, необходимой для выработки электроэнергии. Одним из способов сокращения водозабора из естественных источников водоснабжения является перевод прямооточных СТВ в оборотные и прямооточно-оборотные системы с многократным использованием охлаждающей воды в технологическом процессе выработки электроэнергии.

2.2. Рециркуляция части сбросной циркуляционной воды

В ряде прямооточных ГРЭС (Костромская, Нижегородская, Ириклинская и др.) предусмотрена проектом подсистема обогрева аванкамер блочных насосных станций (БНС) и водозаборных ковшей, производящих непосредственно водозабор из источника водоснабжения (рис. 1).

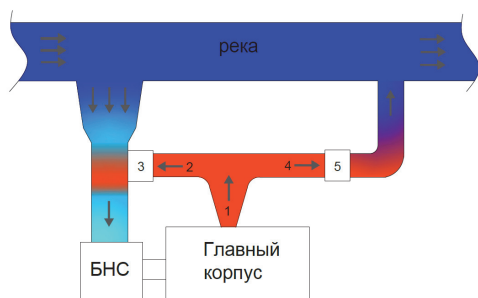


Рис. 1. Принципиальная схема технического водоснабжения прямоточной ТЭС с каналом обогрева, где 1 – полигональный слив, 2 – канал обогрева (рециркуляции), 3 – регулирующее сооружение, 4 – сливной канал, 5 – шандорный колодец.

Основными задачами данной подсистемы является предотвращение обмерзания водоприемных устройств, борьба с шугой в холодное время года, а также поддержание минимально допустимой температуры входной циркуляционной воды на вход в конденсаторы ПТУ, которая достигается путем подмеса части сбросной циркуляционной воды в подводящий канал так называемая рециркуляция. Как правило, расход воды на обогрев (рециркуляции) в холодное время года варьируется в пределах 10-20% от общего суммарного расхода циркуляционных насосов БНС. Для прямоточных ТЭС с системой обогрева, более рациональным способом сокращения водопотребления в сравнении с переводом на оборотную СТВ является применение рециркуляция охлаждающей воды. Высокие ставки за водопользование вынуждают эксплуатационный персонал энергогенерирующих предприятий увеличивать пропуск воды через систему подогрева, что приводит к повышению температуры циркуляционной воды на входе в конденсатор. В условиях высоких ставок оптимальный диапазон применения рециркуляции может варьироваться в пределах 40-70%. Стоит отметить, что чрезмерное увеличение доли рециркуляции в общем объеме водопотребления прямоточных ТЭС может привести к неэффективному режиму работы последних вследствие роста температуры входной циркуляционной воды. Поэтому при использовании рециркуляции определяется оптимальная температура входной циркуляционной воды и соответствующая ей оптимальная доля рециркуляции. При определении оптимальной температуры входной циркуляционной воды и доли рециркуляции руководствуются нормативными энергетическими характеристиками оборудования энергоблоков, однако также необходимо учитывать ряд факторов и зависимостей, таких как: зависимость охлаждающей способности канала обогрева (в случае использования открытой системы подогрева) и температуры в источнике водоснабжения от метеорологических факторов, степень инерции потоков воды, протекающих в каналах ГТС, зависимость расхода охлаждающей воды от электрической нагрузки электрогенерирующего оборудования, зависимость эффективности работы данного оборудования от расхода охлаждающей воды, ве-

личина стоимости условного топлива, величина ставки платы за водопользование водных объектов и пр. В результате расчета с учетом всех зависимостей и влияющих факторов достигается наиболее экономичный с точки зрения сокращения водных ресурсов и эффективности работы оборудования режим. Следует отметить, что расчет объема повторно используемой воды определяется индивидуально для каждого энергоблока станции. При расчете используются усредненные показатели тепловой экономичности каждого энергоблока. Наиболее корректным способом определения оптимальной доли рециркуляции сбросной циркуляционной воды является единый расчет для всего оборудования, входящего в состав ТЭС.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Для решения практической проблемы рационализации использования водных ресурсов прямоточных систем технического водоснабжения разработан научно-методический подход по определению оптимальной доли рециркуляции охлаждающей воды с учетом различных влияющих факторов,

Данный подход применен на ряде станций (На Нижневартовская ГРЭС, Костромская ГРЭС), методика была разработана авторами и прошла успешную апробацию.

Важно, однако, понимать что подобного рода вынужденная оптимизация носит сугубо экономический характер и служит только для минимизации финансовых затрат, связанных с потреблением водных ресурсов из естественных водоемов в условиях высоких ставок за водопользование и текущих ограничениях.

В сложившейся экономической ситуации целесообразно снять все существующие ограничения на применение прямоточных СТВ, а также обсудить обоснованность текущих ставок за водопользование для объектов тепловой и атомной энергетики на законодательном уровне.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Юдин Ю. Порядок на воде // Энергия без границ. 2020. Т. 64. № 5. С. 8–12.
2. Реутов Б.Ф., Лазарев М.В., Ермакова С.В., Зисман С.Л., Капанович Л.С., Светушков В.В. Сравнительная характеристика систем охлаждения энергетического оборудования ТЭС и АЭС // Теплоэнергетика. 2016. № 7. С. 12–19.
3. Информационно-технический справочник по наилучшим доступным технологиям «Промышленные системы охлаждения»: ИТС 20-2016. утв. приказом федерального агентства по техническому регулированию и метрологии от 15 декабря 2016 года № 1882.М.

ПРОБЛЕМА БИОЛОГИЧЕСКИХ ОБРАСТАНИЙ УЗЛОВ ГИДРОТЕХНИЧЕСКИХ СООРУЖЕНИЙ ТЭС И АЭС И МЕТОДЫ БОРЬБЫ С НИМИ

ВВЕДЕНИЕ

На сегодняшний день проблема биологического обрастания узлов гидротехнических сооружений (ГТС) систем технического водоснабжения (СТВ) на объектах тепловой и атомной энергетики носит глобальный характер с обширной географической локализацией. Ухудшение условий теплопередачи, уменьшение расходов охлаждающей воды из-за биообрастаний приводят к нарушению технологических режимов работы теплообменных аппаратов и снижению надежности работы энергоблоков. В настоящее время не существует надёжного способа защиты от биообрастаний, который возможно тиражировать на различные объекты электроэнергетики, ввиду их расположения в различных климатических условиях, а также ограничений по режимам функционирования электростанций и высокой скорости адаптации биоорганизмов к изменяющимся условиям среды. Поэтому для успешной борьбы с биологическими обрастаниями необходим комплексный подход, разрабатываемый индивидуально для каждого объекта исследования.

1. МЕТОДЫ БОРЬБЫ С БИОЛОГИЧЕСКИМИ ЗАГРЯЗНЕНИЯМИ

Методы, применяемые в настоящее время для борьбы с биообрастаниями систем циркуляционного и технического водоснабжения электростанций, можно условно разделить на две основные группы – физические и химические. К физическим методам относят фильтрацию, механическую очистку, увеличение скорости потока воды, промывку теплой водой, и использование биоцидных или безбиоцидных покрытий. К химическим методам относят биоцидную обработку воды. Также существуют методы ограниченного применения, такие как: применение электрического тока, ультрафиолетовая фильтрация воды, обработка воды ультразвуком и пр.

2. ТИПЫ БИОЛОГИЧЕСКИХ ЗАГРЯЗНЕНИЙ

Условно биологические загрязнения, встречающиеся в системах технического водоснабжения тепловых и атомных станций, можно разделить на: живые организмы и их колонии, продукты их жизнедеятельности, а также мертвый влекомый (наносной) крупноразмерный биоматериал и его прижизненные и посмертные выделения, остающиеся во взвешенном или растворенном состоянии в водной толще циркуляционной охлаждающей воды. К наиболее распространенным живым организмам, которые встречаются в узлах гидротехнических

сооружений ТЭС и АЭС, относятся такие формы биообрастаний как: двухстворчатые моллюски семейства Дрейссенид (особенно распространенные виды речная дрейссена - *Dreissena polymorpha* и бугская дрейссена - *Dreissena bugensis*), мшанка рода Плюмателла, бактериально-водорослевая пленка (биопленка), автотрофные организмы: цианопрокариоты и нитчатые водоросли (например, *Cladophora*), колониальный гидроидный полип Кордилофора, усоногий рачок - морской желудь (Бальянус), легочные и жаберные брюхоногие моллюски (рис. 1) [1].

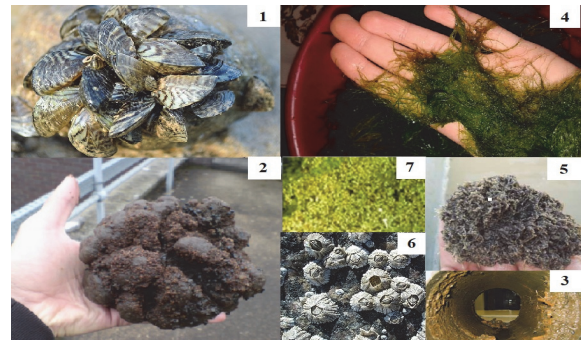


Рис. 1. Типы биологических обрастаний, наиболее часто встречающиеся в СТВ ТЭС и АЭС, где 1 – речная Дрейссена (*Dreissena polymorpha*), 2 - мшанка рода Плюмателла, 3 – биопленка, 4 - нитчатые водоросли, 5 - колониальный гидроидный полип Кордилофора, 6 - усоногий рачок Бальянус, 7 - брюхоногие моллюски.

Стоит отметить, что одним из наиболее распространенных видов пресноводных биообрастателей является двухстворчатый моллюск дрейссена. Наибольшее внимание исследователей привлекают к себе *Dreissena polymorpha* и *Dreissena bugensis*, как наиболее вредоносные организмы-обрастатели, приносящие многомиллионный ущерб предприятиям энергетического комплекса.

3. ПРОБЛЕМАТИКА

3.1. Основные узлы ГТС подверженные биологическому обрастанию двустворчатым моллюском дрейссены и его негативное воздействие на работу СТВ

Наиболее подверженными обрастаниям двустворчатым моллюском дрейссены и засорением его ракушками являются следующие элементы ГТС и СТВ: аванкамеры береговых насосных станций (БНС); отводы патрубков сырой воды, в особенности диаметром менее 20 мм; трубные доски водяных камер (со стороны входа) теплообменного оборудования; теплообменные трубки малого диаметра.

Негативный эффект от биологических обрастаний заключается в снижении циркуляции охлаждающей воды в водоводах и теплообменных аппаратах по причине сужения их проходного сечения, и случаев засорения, закупорки наносным биологическим мусором (состоящим преимущественно из двустворчатого моллюска) узких участков водоводов и трубных досок теплообменного оборудования, также имеет место заклинивание движущихся частей оборудования (рабочих колес насосов, роторов, звеньев механических передач) и нарушения его теплообменных свойств. Все это приводит не только к снижению экономичности работы, но и к снижению надежности работы оборудования, возрастают риски его аварийного отключения. Следствием ухудшения процесса теплообмена вспомогательного (газо/маслоохладители) и основного (конденсатор паровой турбины) теплообменного оборудования является рост температурного напора (преимущественно в конденсаторе главной паровой турбины), и связанный с ним пережог топлива при выработке электрической энергии. Значения пережога условного топлива при выработке электроэнергии на ТЭС по причине загрязнения теплопередающей поверхности оборудования или снижения расхода циркуляционной воды через него может достигать до нескольких г/кВт*ч.

3.2. Предпосылки появления биообрастаний в прямоточных СТВ

Главной предпосылкой для расширения ареала обитания нежелательных водных форм жизни (организмов-обрастателей) в водоемах технического и хозяйственно-бытового назначения является создание и поддержание самим человеком благоприятных для развития данных видов условий, продиктованных особенностью технологического процесса при выработке электрической энергии. Среди условий, способствующих развитию в водоемах относительно теплолюбивых обрастателей с фильтрационным типом питания (каковыми является моллюски семейства дрейссен и мшанки) и зоопланктотрофным (гидроиды), можно назвать следующие: нарушение температурной стратификации за счет циркуляции воды и улучшение кислородных условий в придонном слое (в естественном озере имеются периоды стагнации, неблагоприятные и для дрейссены и в еще большей степени для мшанки – относительно слабого фильтрата; повышение температуры водоема или его области на один или несколько градусов, что особенно благоприятно для мшанки рода *Плюмателла*; в связи со сбросом тепловой циркуляционной воды в водоем увеличение вегетационного сезона и присутствие в воде планктонных организмов в течение большей части года (особенно благоприятно для зоопланктотрофных организмов); наличие твердых и обширных площадей гидротехнических сооружений энергопредприятий, служащих идеальным субстратом для развития биообрастаний; постоянные течения, индуцированные работой БНС ТЭС и АЭС, охватывающие большую часть площади водоема, обеспечивающие

многократное прохождение личинок, фрагментов колоний, цист через агрегаты станции (в естественном водоеме течения ветровые и конвекционные, не способные обеспечить столь быстрого, а главное постоянного распространения обрастателей); повышение минерализации воды, в том числе и за счет содержания ионов кальция (необходимого для развития личинок двустворчатых моллюсков-обрастателей); повышение биологической продуктивности, обусловленной содержанием биогенных элементов (трофности), самого водоема и водных масс, формирующихся в больших рукотворных емкостях – напорных бассейнах, аванкамерах, брызгальных бассейнах, за счет ускорения рецилинга (разложения/переработки) биогенов и их дополнительного поступления (основные источники: донные отложения при нарушении стратификации; часто организуемые на сбросных водах садковые хозяйства, очистные сооружения, сбрасывающие минеральные формы биогенов, в известной мере сами обрастатели, переводящие за счет своей жизнедеятельности органические фракции биогенов в минеральные; многообразные последствия технологического цикла) [2].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Для эффективной борьбы с биообрастаниями необходимо применение комплексного подхода, учитывающего ряд различных факторов и индивидуальных особенностей объекта исследования, таких как: географическое расположение, характеристика водоема охладителя, индивидуальные особенности СТВ, наличие системы СШО, возможность применения биоцидной обработки воды и пр.

Для составления комплекса мероприятий по борьбе с биопомехами в (особенности с двустворчатым моллюском дрейссены) необходимо проведение специализированных исследований, направленных на оценку эффективности отдельных методов борьбы.

Подобного рода исследования были проведены сотрудниками ОАО «ВТИ» в рамках выполнения работы по разработке методов предотвращения биологических обрастаний трубопроводов сырой воды на одном из объектов тепловой энергетики.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Применение** методов борьбы с биопомехами в системах циркуляционного и технического водоснабжения атомных станций / Методические рекомендации / МР 1.1.4.04.1542-2019
2. **Порядок** на воде // Энергия без границ. 2020. Т. 64. № 5. С. 8–12.
3. **ООО «Научно-Технический Центр "ТЕХНО-ЭКОТОН»** [Электрон. ресурс] <http://technocoton.ru/menu/realizations/geograficheskie.html>

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ТОРРЕФИКАЦИИ ДЛЯ СОЗДАНИЯ ЭФФЕКТИВНОГО ТОПЛИВА ИЗ ВТОРИЧНЫХ БИОЛОГИЧЕСКИХ РЕСУРСОВ

ВВЕДЕНИЕ

В мировой практике имеется тенденция повышения эксплуатационной и энергетической эффективности биотоплива путем его термической обработки - торрефикации в инертной среде при температуре 220–300 °С с последующим охлаждением. Полученный торрефикат - биоуголь может использоваться как в исходном виде, так и служить сырьем для последующего гранулирования. Торрефицированная биомасса имеет свойства, делающие ее похожей на ископаемое топливо - близкие Н/С и О/С коэффициенты, влагостойкость, способность к размолу и длительному хранению по сравнению с исходной или гранулированной биомассой [1–5]. Основные преимущества использования, обработанной таким образом биомассы в сравнении с исходным сырьем, является большая энергетическая плотность, обеспечивающая экономию при транспортировке, хранении и совместном сжигании с каменным углем.

1. СОВРЕМЕННАЯ ПРАКТИКА ПРОИЗВОДСТВА ТОРРЕФИКАТА

Разработкой технологии торрефикации занимаются многие ведущие производители оборудования, все больше компаний и исследователей прилагают усилия в этой области, однако на сегодняшний день нет промышленной технологии производства торрефицированного биотоплива, которая смогла бы существенно потеснить ископаемое топливо.

2. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ТОРРЕФИКАЦИИ

2.1. Цели исследования

Процесс торрефикации биотоплива характеризуется значительным количеством факторов со сложными взаимосвязями. Предполагается проведение серии экспериментов, результатом обработки которых станет математическая модель процесса торрефикации.

2.2. Установка

Для изучения влияния режимных параметров процессов и теплопроводности в процессе торрефикации биотоплива создана специальная экспериментальная установка (рис. 1), состоящая из реакционной камеры, подвешенной на тензомере электронных весов и модуля управления на микроконтроллере смонтированных на общем каркасе. Испытуемая проба биотоплива массой до 30 грамм

размещается сверху реакционной камеры в газонепроницаемой металлической емкости. В объем пробы на устанавливаемую экспериментатором глубину могут быть введены три измерительные термопары. Реакционная камера имеет штуцер подачи инертного газа и штуцер отвода продуктов реакции для последующего исследования. Внизу реакционной камеры находится нагревательный элемент. Перечень автоматически сохраняемых данных реализованный в установке: время от начала эксперимента, значение температуры в реакционной камере, текущие значения температуры в слоях обрабатываемого материала (3 точки), текущая масса реакционной камеры.



Рис. 1. Внешний вид экспериментальной установки.

Результаты одного из опытов по торрефикации кородревесного топлива при 310 °С в течение 30 мин приведены на рис. 2

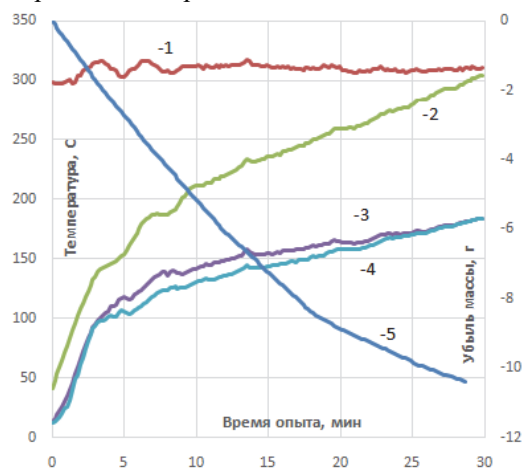


Рис.2. Контролируемые параметры эксперимента: 1—температура в реакционной камере, 2, 3, 4 – температура в слоях топлива, 5 – уменьшение массы пробы.

2.3. Проведение эксперимента

Проведены серии экспериментов с кородревесным топливом неоднородного состава (коэффициент полидисперсности $n = 1,475$; коэффициент, характеризующий крупность состава $b = 1,776 \cdot 10^{-5}$), в котором частицы размером 1,0 мм и более составляли по массе 64,47 %, в ходе которых получен торрефицированный материал (табл. 1) с временными интервалами выдержки в 30, 45, 60 и 75 минут при температурах 190, 220, 250, 380 и 310 °С.

Исходным материалом послужили отходы обработки древесного сырья при производстве щепы для варки целлюлозы. Результатом экспериментов должна стать зависимость массового выхода биоугля от температуры и времени торрефикации, влияние вида исходного биотоплива на гранулометрический состав торрефиката и другие факторы, отражающие процесс торрефикации [6]. С полученным материалом планируются выполнение комплексных исследований по определению: сорбционной способности, содержания углерода, водоро-

да, кислорода, зольности и удельной теплоты сгорания, гранулометрического состава и кристалличности.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Эффективная технология торрефикации откроет новые горизонты для российского биотоплива; увеличив насыпную плотность, сделав биотопливо гидрофобным, новая технология существенно расширит географию его эффективного производства и в разы увеличит сырьевую базу настоящих и будущих его производителей. Для потребителей биотоплива ожидаемо снижение удельных затрат за счёт уменьшения издержек на хранение, подготовку и транспорт торрефицированного биотоплива. Высокая энергетическая плотность сделает экономически целесообразной доставку биоугля на большие расстояния, технология торрефикации позволит сделать рентабельными масштабные проекты производства пеллет в Сибири, Дальнем Востоке и других районах, находящихся далеко от потенциальных потребителей.

Таблица 1. Некоторые результаты исследования торрефицированного топлива.

Исследуемые параметры и температура торрефикации	Продолжительность торрефикации			
	30 мин	45 мин	60 мин	75 мин
220 °С, $W^r/A^r/A^d$, % $V^r/V^d/V^{daf}$, % Q_i^r/Q_i^{daf} , ккал/кг	7,61/1,45/1,57 69,54/75,27/76,47 4278/4750	5,7/1,87/1,98 68,55/72,69/74,16 4948/5390	3,96/2,24/2,33 68,25/71,06/72,76 5140/5506	3,63/2,79/2,90 64,84/67,28/69,29 5324/5713
250 °С, $W^r/A^r/A^d$, % $V^r/V^d/V^{daf}$, % Q_i^r/Q_i^{daf} , ккал/кг	8,27/1,55/1,69 66,91/72,95/74,2 4801/5379	6,30/2,00/2,13 66,77/71,26/72,81 5462/5998	5,06/2,44/2,57 66,09/69,61/71,45 5645/6136	3,57/2,98/3,09 64,51/66,9/69,03 5861/6295
280 °С, $W^r/A^r/A^d$, % $V^r/V^d/V^{daf}$, % Q_i^r/Q_i^{daf} , ккал/кг	6,62/2,35/2,52 67,51/72,3/74,17 5324/5892	5,8/2,49/2,64 65,58/69,62/71,51 5829/6394	5,47/2,63/2,78 64,29/68,01/69,95 6082/6653	4,9/3,29/3,46 60,2/63,11/65,37 6426/7031
310 °С, $W^r/A^r/A^d$, % $V^r/V^d/V^{daf}$, % Q_i^r/Q_i^{daf} , ккал/кг	4,26/2,16/2,26 63,33/66,15/67,68 5554/5948	3,14/2,60/2,68 67,41/69,59/71,51 5981/6364	2,49/3,17/3,25 50,29/51,58/53,31 6426/6827	2,02/3,73/3,81 49,04/50,05/52,03 6754/7178

Примечание: $W^r/A^r/A^d$ – соответственно влажность и зольность на рабочую и зольность на сухую массу; $V^r/V^d/V^{daf}$ – соответственно выход летучих веществ на рабочую, сухую и горючую массу; Q_i^r/Q_i^{daf} – соответственно низшая удельная теплота сгорания на рабочую и горючую массу.

Дополнительным бонусом производства торрефиката может стать возможность получения ряда ценных химических соединений: альдегидов, кетонов, спиртов и карбоновых кислот, образующихся при пиролизе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Зимаков А.В.** Есть ли будущее у угольных ТЭС в Европе? // Вестник МГИМО-Университета. 2017. №5. С. 130–150.
2. **Овсянко А., Юдкевич Ю.** Торрефикат: мифы, значение, применение, производство // ЛесПромИнформ. 2015. № 4, С. 130–132.
3. **Передерий С.** Торрефикация биомассы: за и против // ЛесПромИнформ. 2019. № 1. С. 150–153.

4. **Любов В.К., Попова Е.И., Шкаева Н.В. [и др.].** Исследование процесса торрефикации древесины // Вестник Череповецкого государственного университета. 2017. № 3 (78). С. 38–45.
5. **Любов В.К., Попова Е.И., Попов А.Н.** Торрефикация гидролизного лигнина // Химия твердого топлива. 2018. № 4. С. 24–33.
6. **Шенк Х.** Теория инженерного эксперимента: монография. М.: Мир, 1972. 376 с.

ОСОБЕННОСТИ ДИНАМИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ЭЛЕМЕНТОВ СИСТЕМЫ КОНДЕНСАТОР-ЭЖЕКТОР ПРИ ПЕРЕМЕННЫХ ПРИСОСАХ ВОЗДУХА

ВВЕДЕНИЕ

Надежность и эффективность конденсационной установки паровой турбины в значительной степени зависит от подсистемы отвода воздуха, эжекторов. Исследованию эжекторов, а также совместного функционирования конденсатора и эжектора посвящено большое количество работ.

Все эти исследования определяют стационарные (квазистационарные) режимы конденсационных установок. Работы, рассматривающие динамические процессы, происходящие в теплообменных аппаратах ПТУ, посвящены в основном исследованию влияния обратных потоков пара из теплообменников в турбину при внезапном сбросе нагрузки [1].

Вопросы динамики повышения давления в конденсаторе паровой турбины в связи с внезапным возрастанием присосов воздуха в вакуумную систему ранее не поднимались. Также не рассматривались и вопросы влияния резкого возрастания присосов воздуха на управление ПТУ в целом, за исключением процессов при срабатывании защит со срывом вакуума.

1. НАТУРНЫЕ ИСПЫТАНИЯ СИСТЕМЫ КОНДЕНСАТОР ЭЖЕКТОР

1.1. Объект исследования

Исследование динамических процессов в системе конденсатор-эжектор проводилось на энергоблоке с турбиной типа К-210-130, конденсатором 200-КЦС-2 и основным эжектором типа ЭПО-3-120 УрФУ, разработанным авторами. Турбина оснащена системой АСУ ТП с фиксацией основных параметров, эжектор оснащен расширенной схемой измерений.

1.2. Схема измерений

На рисунке 1 изображена расширенная схема измерений эжектора типа ЭПО-3-120 УрФУ.

Для замеров давления по тракту паровоздушной смеси (ПВС) в эжекторе установлены 10 датчиков абсолютного давления. Измерения температур основного конденсата на входе и выходе из эжектора проводили с помощью термометров сопротивления. Давление рабочего пара измеряли датчиком абсолютного давления. Расход охлаждающего конденсата оценивали ультразвуковым расходомером Portaflow 330, расход воздуха – расходомерным устройством УрФУ [2].

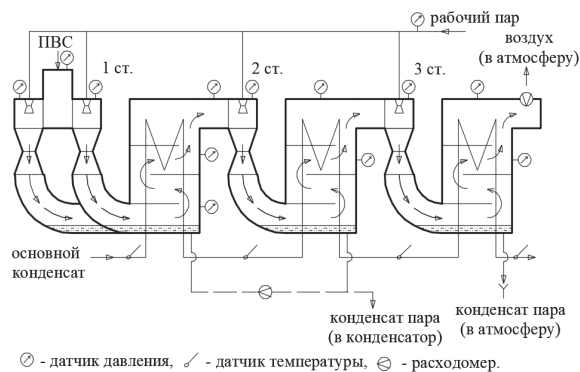


Рис. 1. Схема измерений во время проведения испытаний эжектора ЭПО-3-120 УрФУ

Сигналы с датчиков: перепад давления на расходомерном устройстве УрФУ, давление всасывания (1,2,3 ступень), давление ПВС в охладителях (1,3 ступень) - заведены в специализированный портативный измерительный комплекс УрФУ [3], который позволяет фиксировать значения параметров с интервалом в 1 секунду с записью в базу данных.

Показания штатных приборов измерения температур, расходов и давлений фиксировались в АСУТП энергоблока с дискретностью в 1 секунду и 1 минуту соответственно, а их тренды использовались для формирования динамических характеристик оборудования.

1.3. Условия проведения испытаний

Для исследования динамики взаимодействия конденсатора и эжектора ЭПО-3-120 УрФУ, а также построения их характеристик проводились испытания эжектора на ПВС согласно руководящим документам [4].

Испытания проводились при номинальной нагрузке энергоблока, $N_3=205$ МВт, температуре циркуляционной воды на входе в конденсатор $t_{1цв} \approx 5,5$ °С; исходное давление в конденсаторе равнялось $P_{к0} = 2,4$ кПа. Отсос ПВС из конденсатора осуществлялся эжектором ЭПО-3-120 УрФУ. Исходные присосы воздуха в конденсатор составляли $G_{в0}=48$ кг/ч при номинальном значении присосов $G_{вном}=22,6$ кг/ч. Испытания проводились при номинальном абсолютном давлении рабочего пара на эжектор $P_p = 0,5$ МПа.

Во время испытаний впуск воздуха в конденсатор осуществлялся через калиброванные шайбы и штуцер в нижней части расширителя дренажей турбины.

3. РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ

3.1. Скорость подъема давления

С использованием трендов изменения давления, полученных в ходе испытаний, оценены скорости подъема давлений в эжекторе и конденсаторе $\omega = \Delta P / \Delta t$, где ΔP – разность между давлением при увеличенных и исходных присосах воздуха, а Δt – интервал времени, за который давление стабилизируется.

На рисунке 2 приведен график зависимости скорости подъема давления в эжекторе (ω_n) и конденсаторе (ω_k) от расхода воздуха в конденсатор G_c .

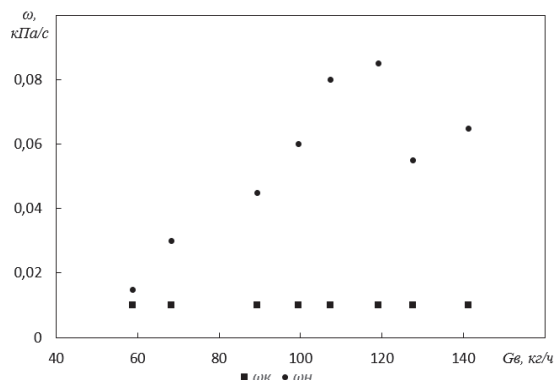


Рис. 2. Зависимость скорости подъема давлений в эжекторе, ω_n и конденсаторе, ω_k от расхода воздуха.

Скорости подъема давлений в эжекторе и конденсаторе существенно различаются. Скорость подъема давлений в конденсаторе не превышает $\omega_k \approx 0,01$ кПа/с на всем диапазоне изменения расхода воздуха и близка к погрешности измерений. Скорость подъема разности давлений в эжекторе значительно выше, линейно возрастает в зависимости от количества впускаемого воздуха и составляет порядка $\omega_n \approx 0,015 \dots 0,060$ кПа/с. Такое различие может быть связано с объемами аппаратов (конденсатор, охладитель эжектора).

3.2. Динамика давления по тракту эжектора

Для оценки динамики давления по тракту эжектора рассчитывался линейный коэффициент корреляции r между трендами изменения давления на всасе 1 ступени, всасе 2 ступени эжектора и в охладителе 1 ступени эжектора.

Максимум коэффициента корреляции между трендом давления на всасе 1 и 2 ступени эжектора находится при смещении 1 секунда. Максимум коэффициента корреляции между трендом давления на всасе 1 ступени и трендом давления в охладителе 1 ступени эжектора находится при смещении 2 секунды. На рисунке 3 изображена зависимость коэффициента корреляции трендов r от смещения по времени Δt относительно тренда давления на всасе 1 ступени.

Между трендами давлений на всасе 1 и 2 ступени эжектора смещение по времени практически отсутствует. Это означает, что процесс изменения давления протекает со скоростью, сравнимой со скоростью звука. С другой стороны, смещение 2

секунды между трендом давления в охладителе 1 ступени эжектора и трендом давления на всасе 1 ступени эжектора связано с процессом конденсации пара в охладителе, который является более инерционным.

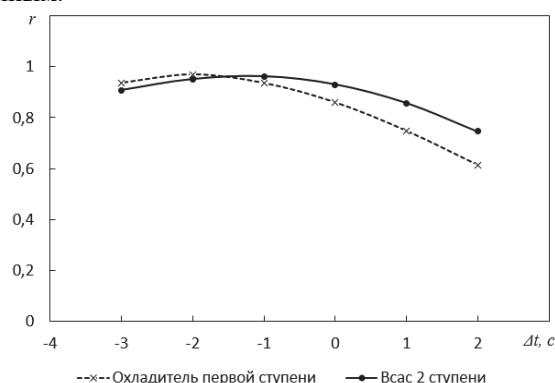


Рис. 3. Зависимость коэффициента корреляции трендов от смещения

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выявлено, что скорость подъема давления на всасе эжектора ω_n увеличивается при увеличении количества впускаемого воздуха в конденсатор G_c . Однако, скорость подъема давления в конденсаторе ω_k не зависит от количества впускаемого воздуха.

Показано, что процессы изменения давления на всасе ступеней эжектора и в охладителе имеют разную динамику. В случае, когда рассматривался процесс изменения давления в приемных камерах эжектора запаздывание отсутствует. При рассмотрении аналогичного процесса между всасом ступени и её охладителем, запаздывание составило приблизительно 2 секунды. Это связано тем, что в первом случае – процесс определяет газодинамика, во втором случае – процесс определяет теплообмен.

Результаты приведенных исследований могут быть использованы для совершенствования систем управления оборудованием ПТУ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фрагин, М.С. О влиянии объемов пара и воды в регенеративных и сетевых подогревателях на работу паровой турбины при сбросе нагрузки / М.С. Фрагин, В.Б. Новосёлов // Электрические станции. 2011. № 2. С. 24–31.
2. Демидов А. Л. Расходомерное устройство для вакуумной системы паровой турбины/ К. Э. Аронсон, Н.В. Желонкин, И.Б. Мурманский, А.Ю. Рябчиков// Турбины и дизели, 2020, №1 (88). С. 60–62
3. Балакин Д.Ю. Определение предельного режима функционирования ступени многоступенчатого пароструйного эжектора с помощью расширенной схемы измерения/ Д.Ю. Балакин, К.Э. Аронсон// XIII семинар вузов по теплофизике и энергетике, тезисы докладов, Нижний Новгород, 2023. С. 165–167.
4. РД 34.30.302-87 Методические указания по наладке и эксплуатации пароструйных эжекторов конденсационных установок турбин ТЭС и АС.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ МИКРОКЛИМАТА КОТЛОТУРБИННОГО ЦЕХА ИВАНОВСКОЙ ТЭЦ-2

ВВЕДЕНИЕ

Производство тепловой и электрической энергии является ключевым фактором жизнедеятельности современного человека. По подсчетам министерства энергетики Российской Федерации, установленная мощность электростанций ЕЭС России на момент 01.01.2022 составила 246590,9 МВт, где доля тепловых электрических станций (ТЭС) составляет 66,1%. [1]. Главное отличие такой станции от других генерирующих объектов – наличие парового котла с высокими характеристиками пара, который вместе с турбогенератором расположен в главном корпусе, также именуемым котлотурбинным цехом. Для поддержания работоспособности основного цикла, в главном корпусе расположено вспомогательное оборудование – насосы, деаэраторы, подогреватели, сепараторы и т.д. Такая концентрация теплогенерирующего оборудования, в одном здании, оказывает прямое влияние на состояния микроклимата помещения- температуру, влажность, скорость воздуха, концентрацию различных частиц и веществ, что оказывает влияние на состояние персонала станции, а также на энергетические затраты на собственные нужды. Поэтому информация о параметрах тепловоздушного режима является необходимой для решения задач в области энергосбережения, а также для поддержания требуемых санитарных норм [2,3].

1. МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Объектом исследования микроклимата был выбран главный корпус (котлотурбинный цех) Ивановской ТЭЦ-2, в котором расположено основное оборудование - восемь паровых котлов, и пять турбогенераторов.

Основными параметра оценки качества микроклимата в котлотурбинном цехе являются: температура – T , °С, относительная влажность – W , %. Данные параметры были измерены метеометром МЭС-200А. Также были измерены дополнительные параметры: содержание углекислого газа в атмосфере CO_2 , см³/м³ (ppm), массовую концентрацию микрочастиц $PM_{2.5}$, мг/м³ и концентрацию летучих органических соединений, характеризуемую параметром $tVOC$, мг/м³, измерения которых проводились при помощи детектора воздуха Qingping [4]

Измерения проводились в период с января 2020 года по май 2024 года. Для измерения показателей микроклимата цеха были выбраны характерные

точки в основных зонах обслуживания около теплогенерирующего оборудования. Так для котельного отделения были выбраны точки на отметках 0.00м., отм.8.00м. и на отм.25.6., где суммарное количество точек измерений – 23. В турбинном отделении для измерений была выбрана отметки 0.00м., отм.8.00м., и отм.16.00м., с общим числом точек измерений – 16. Суммарное количество точек измерений в котлотурбинном цехе - 39.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЙ

Результаты измерения температуры и влажности пределах котлоагрегата №3 показаны на рис.1. и рис.2. Штриховые линии показывают изменения в холодный период, сплошные линии – в тёплый.

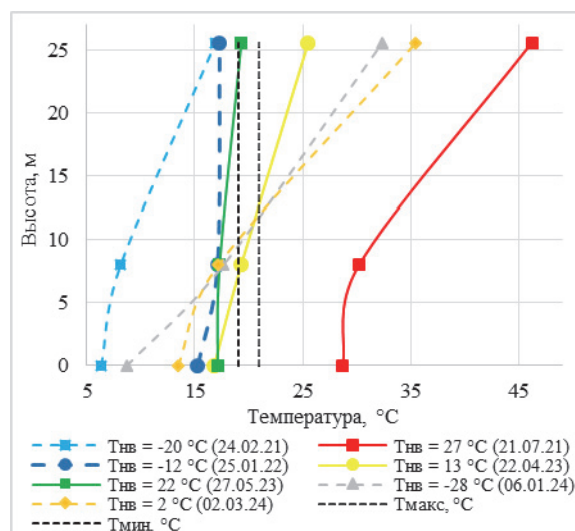


Рис.1 Температура в пределах котлоагрегата №3

Вне зависимости от температуры наружного воздуха, в момент работы котла температура превышает допустимые значения. Также стоит отметить четкую тенденцию – увеличение температуры по высоте котла. Данный факт можно объяснить тепловыми потерями от наружной обшивки котлоагрегата. Практически постоянная температура по высоте котла была зафиксирована 27 мая 2023 года, что объясняется полным остановом станции для ремонта. Интервал изменения влажности в котельном отделении при работе в штатном режиме изменяется в интервале 18÷55% (рис.2).

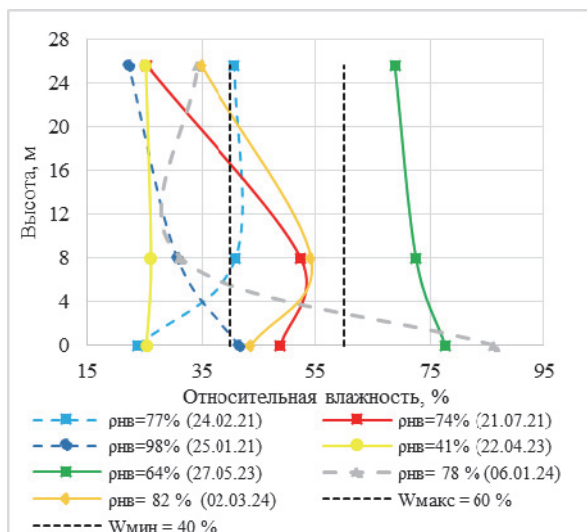


Рис.2 Влажность в пределах котлоагрегата №3.

Увеличение влажности до 86,4% 06.01.2024 на отметке 0.00м. связано с утечкой пара вблизи точки измерения. 27.05.2024 в момент останова станции, относительная влажность незначительно отличалась от наружной влажности воздуха. Дополнительные характеристики качества воздушной среды котлогурбинного цеха (CO₂, PM_{2.5}, tVOC) не превышали допустимые нормы.

Основные же показатели микроклимата турбинного отделения отображены на рис.3 и на рис.4.

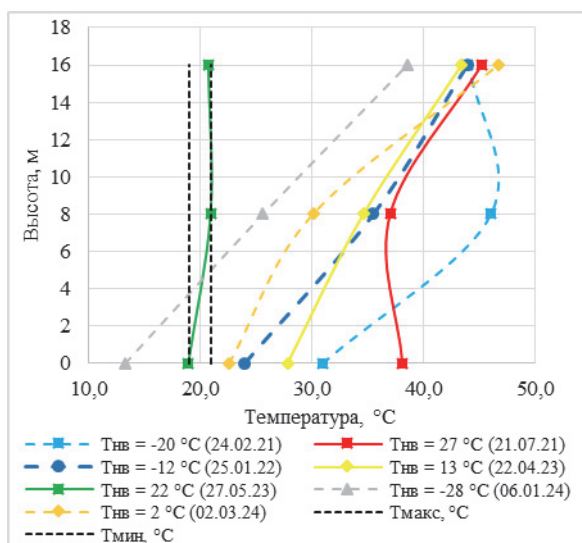


Рис.3 Температура в пределах турбоагрегата №3.

Температура турбинного отделения изменялась в диапазоне 14÷45 °С. Такая низкая температура 06.01.2024 на отм. 0.00.м связана с высокими присосами холодного воздуха через дверной проём. Стоит отметить, что несмотря на температуру наружного воздуха, температура воздуха на отм.16.00 превышает 35 °С. Это связано с высокой концентрацией тепловыделяющего оборудования (деаэраторы и греющие трубопроводы), и недостаточной аэрации отметки.

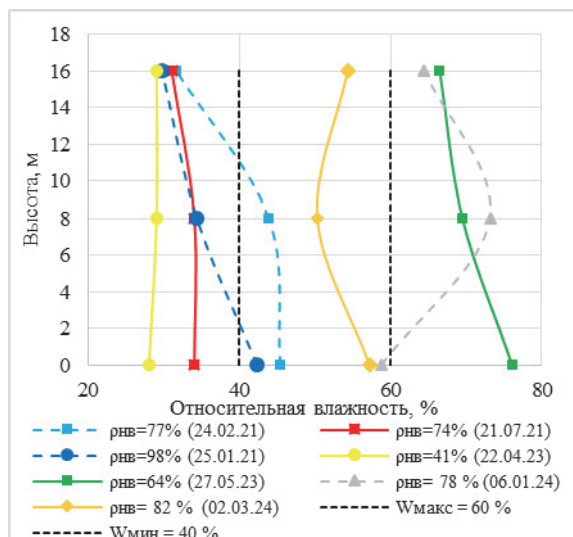


Рис.4 Влажность в пределах турбоагрегата №3.

Влажность в турбинном отделении не имеет четкой тенденции. Основными факторами изменения влажности являются параметры наружного воздуха, а также режим работы станции.

Особо следует отметить вспомогательный параметр tVOC. За период январь-апрель 2024 года, данный показатель вирировался от 6,287 до 8,721 мг/м³, что превышает норму в 1 мг/м³ [3]. Связано это с утечками водорода через уплотнения генератора, а также испарениям масла смазки подшипников турбогенераторов во время работы. Остальные показатели не превышали допустимые нормы.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Анализ экспериментальных данных показал ряд отклонений показателей микроклимата от установленных норм.

2. На основе анализа полученных результатов измерений, можно сделать вывод, что существует потенциал энергосбережения при помощи снижения тепловых потерь.

3. Полученные результаты позволят проверить адекватность математической модели микроклимата Ивановской ТЭЦ-2.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Приказ** Министерства энергетики РФ от 28.11.2023 №108 «Об утверждении схемы и программы развития электроэнергетических систем России на 2023-2038 годы» [Электронный ресурс].- URL: <https://www.soups.ru/future-planning/sipt-ees/> (дата обращения 09.06.2024).
2. **СанПиН 1.2.3685-21** Гигиенические нормативы и требования к обеспечению безопасности и(или) безвредности для человека факторов среды обитания.- М., 2021.- 452 с.
3. **ГОСТ 12.1.005-88** Межгосударственный стандарт. Система стандартов безопасности труда. Общие санитарные-требования к воздуху рабочей зоны.- М., 1988.- 78 с
4. **Qingping:** официальный сайт. URL: <https://www.qingping.com> (дата обращения: 17.09.2023)

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ НИЗКОЭМИССИОННОГО СЖИГАНИЯ ВОДОТОПЛИВНЫХ СМЕСЕЙ

ВВЕДЕНИЕ

Изменение климата, которое выражается в виде глобального потепления, оказало наибольшее влияние на развитие мировой экономики в 21 веке. Его основной причиной считаются выбросы парниковых газов, приводящие к парниковому эффекту. Считается, что антропогенные выбросы CO_2 играют ключевую роль. Главным виновником антропогенных выбросов объявлен энергетический сектор, основанный на органическом топливе. Выполняя требования Парижского соглашения, структура мировой энергетики в ближайшие десятилетия должна претерпеть радикальные изменения в результате отказа от угля, а затем и газа, как топлива и перехода на возобновляемые источники энергии. Но есть и альтернативные решения. В области энергетики на органическом топливе, в первую очередь, необходимо повысить эффективность производства энергии. Радикальным подходом является использование технологий с секвестированием CO_2 . Среди наиболее перспективных – цикл Аллама, предусматривающий сжигание топлива в кислороде без выбросов CO_2 в атмосферу и использование в качестве рабочего тела сверхкритического CO_2 . В данной работе описаны новые технологии сжигания органического топлива, которые позволяют существенно снизить экологические проблемы и перейти на низкоуглеродную энергетику в будущем без отказа от органического топлива.

1. СЖИГАНИЕ ЖИДКОГО ТОПЛИВА С ПОДАЧЕЙ ПЕРЕГРЕТОГО ПАРА

Предложен перспективный способ сжигания жидкого топлива путем впрыска перегретого водяного пара в зону горения, основанный на взаимодействии жидкости с высокоскоростным потоком газа [1-2]. Таким образом образуется мелкодисперсный газочапельный поток (рис. 1). Так как отсутствует контакт топлива с форсункой, то и коксования ее поверхностей не происходит. При использовании водяного пара в качестве диспергирующего газа в зоне горения обеспечивается процесс паровой газификации продуктов термического разложения и неполного сгорания топлива с образованием синтез-газа (смеси CO и H_2). Пар способствует расщеплению сложных органических соединений и углеводородов, ускоряя процессы испарения и горения. Подача пара в зону горения позволяет снизить температуру пламени и уменьшить образование NO_x в несколько раз при высокой полноте сгорания топлива. Данный способ сжигания является перспективным для реализации низкоэмиссионного сжигания жидких

углеводородов, в том числе отходов. Среди них: дизельное топливо, отработанное моторное масло, мазут, сырая нефть. На основе этих технологий разработаны теплогенераторы мощностью до 50 кВт, которые могут найти применение в сфере малой распределенной генерации.

2. СЖИГАНИЕ ВОДОУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА

Водоугольное топливо (ВУТ) представляет собой смесь угля (или другого твердого топлива) и воды с небольшими добавками пластификатора [3-5]. Разработана технология получения ВУТ (до 65% угля) на базе шаровой мельницы и кавитационного генератора. Размер частиц углерода составляет около 50 - 70 микрон. Разработан способ сжигания ВУТ в вихревой камере с использованием оригинальной пневматической форсунки (распылителя). Форсунка предназначена для распыла любых жидких продуктов, в том числе и ВУТ. Принцип работы форсунки основан на применении эффекта Коанда и кумулятивных струй. Особенностью данной форсунки является низкий эрозионный износ. Срок службы не менее 1000 часов. Скорость воздуха до 550 м/с; скорость ВУТ 10 - 15 м/с. Показано, что технология ВУТ имеет ряд преимуществ по сравнению с другими способами сжигания твердого топлива: взрыво- и пожаробезопасность; возможность транспортировки по трубопроводу; возможность сжигания широкого спектра видов топлива (низкосортный уголь, сланцы, угольные шламы и отходы обогащения угля); высокая степень выгорания горючей массы (95 - 99%); возможность сжигания в режиме жидкого шлакоудаления при температуре горения до 1500°C; высокий КПД котла (82 - 85%); зола после сгорания является готовым продуктом для строительных материалов; высокие экологические характеристики, которые заключаются в значительном снижении оксидов азота в продуктах сгорания (в 2 раза), окиси углерода (в 2 раза), бенз(а)пирена (в 5 раз) и практически нулевой эмиссии твердых частиц. Технология апробирована на ряде экспериментальных установок в промышленных условиях. В настоящее время в Новосибирске ведутся работы по переводу промышленного парового котла мощностью 50 МВт, работающего на пылеугольном топливе с мазутной подсветкой, на сжигание водоугольного топлива. ВУТ будет готовиться из отходов переработки угля. Котлы могут быть легко переведены в режим газификации и, таким образом, в будущем возможно перейти к технологиям без выбросов CO_2 в атмосферу.

3. ПЕРЕРАБОТКА УГЛЯ И ОТХОДОВ БИОМАССЫ В СВЕРХКРИТИЧЕСКОЙ ВОДЕ

Сверхкритическая вода (SCW: $T > 374^{\circ}\text{C}$, $P > 22,1 \text{ МПа}$) является самым дешевым и экологически чистым растворителем органических веществ и газов [6]. Она служит донором водорода и кислорода, а также каталитически действует на окисление топлива [7]. SCW может сыграть решающую роль в решении проблемы утилизации влажных биоотходов за счет их использования в качестве возобновляемого топлива в энергетическом секторе. Проведен обширный цикл исследований и предложены технологии переработки различных видов угля в двух направлениях: (1) Рафинирование (обработка паром или SCW при $T < 400^{\circ}\text{C}$). Образующийся твердый остаток содержит значительно меньше кислорода (теряет способность адсорбировать воду) и становится более калорийным топливом; жидкие продукты схожи по составу с полукоксующейся смолой; основным компонентом газовых продуктов является CO_2 . (2) Газификация (обработка угля флюидом SCW или SCW/ O_2 в условиях отсутствия O_2 при $600 - 750^{\circ}\text{C}$, 30 МПа) с получением в качестве основного продукта смеси горючих газов ($\text{H}_2 + \text{CH}_4$). Тепловые затраты на газификацию обеспечиваются за счет сжигания части угля, т.е. реализуется автотермический процесс. Объектом газификации СКВ может быть любой вид промышленных и коммунальных отходов. Рассмотрены примеры переработки осадка городских сточных вод, свиного и птичьего помета, а также отходов целлюлозно-бумажных комбинатов (лигнин). Предложенные подходы также могут быть использованы в дальнейшем совместно с циклом Аллама для создания безотходных технологий переработки твердого органического топлива с нулевыми выбросами CO_2 .

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложены новые технологии низкоэмиссионного сжигания водотопливных смесей.

Рассмотрены три основных случая: (1) Сжигание жидкого топлива с подачей перегретого пара; (2) Сжигание водоугольного топлива; (3) Переработка угля и отходов биомассы в сверхкритической воде.

Показано, что добавление воды или водяного пара при сжигании или термической переработке органических топлив и отходов приводит к значительному снижению вредных выбросов (NO_x , CO и других) и повышает эффективность сжигания (переработки).

Предлагаемые технологии могут быть использованы для решения экологических проблем, связанных с использованием органического топлива и отходов, а в будущем - для создания технологий переработки органического топлива без выбросов CO_2 в атмосферу.

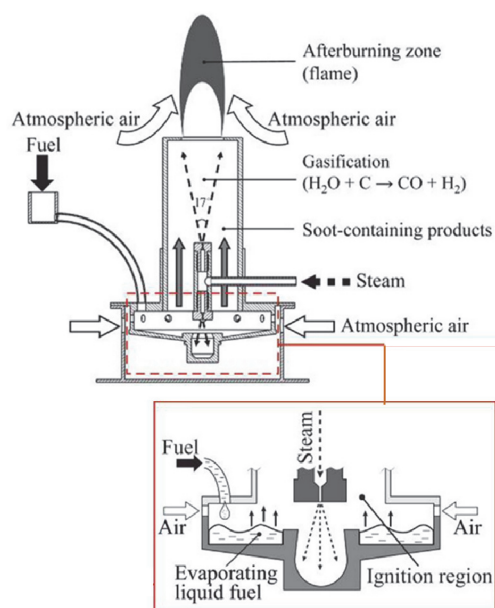


Рис. 1. Схема процессов в испарительной горелке с подачей перегретого пара [1].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Anufriev I., Alekseenko S., Sharypov O. and Kopyev E. Diesel fuel combustion in a direct-flow evaporative burner with superheated steam supply // *Fuel*. 2019. V. 254. No 115723. P. 1–8.
2. Anufriev I., Kopyev E., Alekseenko S., Sharypov O. and Vigriyanov M. New ecology safe waste-to-energy technology of liquid fuel combustion with superheated steam // *Energy*. 2022. V. 250. No 123849. P. 1–17.
3. Alekseenko S.V., Kravchenko I.V. and Maltsev L.I. Combustion technology for water-fuel mixtures // *Thermal treatment technologies & hazardous waste combustors: Proc. 2012 Int. Conf. New Orleans, LA: 2012. Paper No 25. 19 p.*
4. Shadrin E., Anufriev I., Butakov E., Kopyev E., Alekseenko S., Maltsev L. and Sharypov O. Coal-water slurry atomization in a new pneumatic nozzle and combustion in a low-power industrial burner // *Fuel*. 2021. V. 303. No 121182. P. 1–11.
5. Alekseenko S.V., Dekterev A.A., Maltsev L.I. and Kuznetsov V.A. Implementation of a three-stage scheme for the co-combustion of pulverized coal and coal-water slurry in an industrial boiler to reduce NO_x emissions // *Process Safety and Environmental Protection*. 2023. V. 169. P. 313–327.
6. Fedyaeva O.N., Artamonov D.O. and Vostrikov A.A. Oxidation of municipal sewage sludge, chicken and swine manure in the water-oxygen fluid flow under uniform heating // *J. Supercrit. Fluids*. 2022. V. 191. No 105767. P. 1–13.
7. Vostrikov A.A., Dubov D.Y., Sokol M.Y., Shishkin A.V., and Fedyaeva O.N. Brown coal gasification in combustion in supercritical water // *J. Eng. Thermophys.* 2016. V. 25. P. 55–66.

РАСЧЕТ И МОДЕЛИРОВАНИЕ ОБЪЕМА ВОДЫ В ПАРОГЕНЕРАТОРЕ АЭС С ВВЭР КАК ФУНКЦИИ НАГРУЗКИ И УРОВНЯ

ВВЕДЕНИЕ

Для качественного управления оборудованием энергоблоков АЭС с ВВЭР необходима разработка математического обеспечения, определяемого как «совокупность математических методов, моделей и алгоритмов, для решения задач управления и обработки информации с применением вычислительной техники» [1]. Современные АСУ ТП должны обеспечить не только надежную работу технологического оборудования, но также эксплуатировать его в режиме оптимального соотношения требований экономики и безопасности. Разработка математического обеспечения в виде математических моделей и алгоритмов оптимального управления требует от разработчиков знания и понимания сложных физических процессов, протекающих в оборудовании, а также владения методами математического моделирования для описания этих процессов в виде, пригодном для оперативного управления в реальном масштабе времени. Особенно сложна разработка математического обеспечения для работы АЭС в маневренном режиме работы с переменной нагрузкой. К такого рода задачам относится расчет и моделирование запаса воды в парогенераторах (ПГ) АЭС, конечным результатом которой является алгоритм вычисления запаса воды в ПГ V_w при различных значениях регулируемых режимных параметров: уровня воды h и относительной (по отношению к номинальной, $d = D/D_0$) нагрузки d .

1. ОБЪЕМ ВОДЫ В ПАРОГЕНЕРАТОРЕ ПРИ НУЛЕВОЙ НАГРУЗКЕ

1.1. Зависимость объема воды от уровня при нулевой нагрузке

Зависимость объема воды от уровня $V_{w0}(h)$ при рабочем давлении (6,27 МПа) в состоянии насыщения при отсутствии испарения ($d = 0$) определяется расчетным или экспериментальным путем при пусконаладочных испытаниях. Полученная S-образная кривая (см. рис. 2) хорошо аппроксимируется полиномом третьего порядка вида

$$V_{w0}(h) = a_0 + a_1h + a_2h^2 + a_3h^3, \quad (1)$$

где a_0, a_1, a_2, a_3 – постоянные коэффициенты, h – в мм, V_{w0} – в м³.

2. СКОРОСТЬ ВЫХОДА ПАРА С ЗЕРКАЛА ИСПАРЕНИЯ

2.1. Роль скорости выхода пара в методике расчета объема воды в парогенераторе

Определение скорости выхода пара с зеркала испарения играет ключевую роль в рассматриваемом

алгоритме расчета объема воды в парогенераторе. Для определения объема воды в пароводяной смеси необходимо знать объемное паросодержание [2]:

$$\phi = w/(w + a), \quad (2)$$

где w – скорость выхода пара, м/с, a – относительная скорость паровой фазы в барботажном слое;

$$a = 0,65 - 0,0398p,$$

где p – давление в МПа.

2.2. Расчет и моделирование скорости выхода пара

Ниже рассматривается методика расчета и моделирования функции $w(i, d)$, описывающей зависимость скорости выхода пара w от нагрузки d и параметра i [3]. Величина i – условное безразмерное расстояние на пути от горячего коллектора к холодному по средней по длине теплообменной трубке из пучка (пакета). В данной работе принято, что значение i лежит в диапазоне $0 \leq i \leq 3$. Расстояние по ходу потока воды первого контура от горячего до холодного коллекторов делится на 4 зоны. В средней части каждой зоны параметр i принимает целое значение. Вблизи горячего коллектора $i = 0$, вблизи холодного $i = 3$. Чем больше зон разбиения, (т.е. диапазон параметра i , тем больше точность получаемой модели, но более трудоемок процесс ее разработки). В реальных условиях d поступает от датчика расхода пара на выходе из ПГ, i задается пользователем, K_n (коэффициент неравномерности паровой нагрузки, $K_n = w_{\max}/w_{\text{ср}}$ [2]) определяется в предварительно проведенном эксперименте. Можно сказать, что тело функции $w(i, d)$ есть эмпирическая формула косвенного измерения скорости выхода пара в любой зоне при любой нагрузке котла.

Расчеты проводились для шести дискретных значений $d = (0,7; 0,8; 0,9; 1,0; 1,05; 1,1)$ и четырех значений $i = (0; 1; 2; 3)$ при $K_n = 1,25$.

Процедура определения аналитического выражения функции $w(i, d)$ сводится к последовательному усложнению: на первом шаге определяется уравнение линии $w(i)$ при фиксированном значении $d = 1$ (см. рис. 1). Изначально имеется только одна точка в пространстве $w - i$ с координатами $i = 1,5$ (средняя точка, граница между зонами 1 и 2) и средняя скорость $w = 0,31$ м/с (приведена в паспорте ПГ как результат деления расхода пара при номинальной нагрузке на площадь зеркала испарения). В предположении, что зависимость $w(i)$ при $d = \text{const}$ линейна, при известном значении $K_n = 1,25$ (задает угол наклона), получаем уравнение линии 4 на рис. 1:

$$w = ai + b. \quad (3)$$

На следующем шаге определяются зависимости коэффициентов a и b от нагрузки d . Располагая зависимостями $w(i)$ при $d = 1$ и при $d = 0$ (горизонтальная линия, $K_n = 1$) и предполагая, что коэффициенты a и b зависят от d линейно, (что не противоречит физике процесса), получаем выражения

$$a(d) = a_1d + a_2 \quad b(d) = b_1d + b_2, \quad (4)$$

коэффициенты которых a_1, a_2, b_1 и b_2 определяются путем решения систем двух уравнений с двумя неизвестными, составленных при двух фиксированных значениях i . В результате получаем конечный продукт – выражение

$$w(i, d) = (a_1d + a_2)i + b_1d + b_2, \quad (5)$$

пригодное для расчета скорости выхода пара при $K_n = 1,25$, полученном при $d = 1$.

На рис. 1 представлено семейство линий $w(i)$, рассчитанных по выражению (5) при различных значениях d .

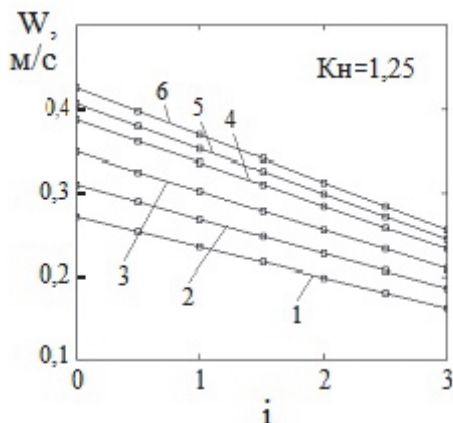


Рис.1. Зависимость скорости выхода пара от номера зоны при нагрузках d : 1 – 0,7; 2 – 0,8; 3 – 0,9; 4 – 1,0; 5 – 1,05; 6 – 1,1

3. ОБЪЕМ ВОДЫ В ПАРОГЕНЕРАТОРЕ

3.1. Расчет объема воды в парогенераторе

Располагая выражениями для расчета скорости выхода пара с зеркала испарения (5) и объемного паросодержания (2) можно решать задачу определения количества (объема или массы) воды в парогенераторе. Для расчета объема воды используется среднее значение скорости выхода пара $w_{ср}$, которому соответствует среднее паросодержание $\phi_{ср}$. Учитывая, что паросодержание измеряется в долях единицы ($0 \leq \phi \leq 1$), в 1 м^3 пароводяной смеси содержится $V_s = \phi \text{ м}^3$ пара и $V_w = 1 - \phi \text{ м}^3$ воды. Для расчета объема воды в ПГ используется формула:

$$V_w(h, d) = V_{w0}(h) \cdot [1 - \phi_{ср}(d)], \quad (6)$$

из которой видно, что объем воды в ПГ определяется как объем пароводяной смеси, из которой вычитается объем пара.

На рис. 2 представлен график зависимости объема воды в ПГ V_s от показаний уровнемера регулируемого уровня h , установленного вблизи холодного коллектора.

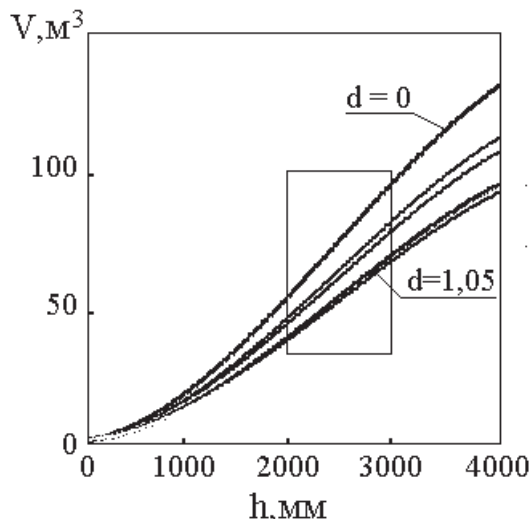


Рис.2. Зависимость скорости выхода пара от номера зоны при относительных нагрузках d от 0 до 1,05

Объем воды рассчитан по формуле (6) для нагрузок $d = (0; 0,7; 0,8; 1,0; 1,05)$. Прямоугольником выделена область графика, используемая при работе на мощности (в режиме нормальной эксплуатации). Видно, что в этой части графика зависимости объема воды от уровня при постоянной нагрузке практически линейны, что упрощает вид аппроксимирующей аналитической модели этой важной для практики области. Линейность объясняется тем, что в этой области боковые стенки корпуса парогенератора практически вертикальны.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В книге [2], предназначенной для проектировщиков и эксплуатационников горизонтальных парогенераторов АЭС, и до настоящего времени являющейся наиболее квалифицированным пособием в данной области, отмечается, что несмотря на наличие нескольких известных способов определения запаса воды в ПГ, ни один из них пока не удовлетворяет требованиям практики. В данной работе предлагается метод, достоинством которого является простота и возможность получения результата автоматически средствами АСУ ТП в реальном масштабе времени.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. ГОСТ Р 59853-2021. Информационные технологии. Комплекс стандартов на автоматизированные системы. Автоматизированные системы. Термины и определения. М.: Российский институт стандартизации, 2021.
2. Трунов Н.Б., Логвинов С.А., Драгунов Ю.Г. Гидродинамические и теплохимические процессы в парогенераторах АЭС с ВВЭР. М.: Энергоатомиздат, 2001. 316 с.
3. Парчевский В.М. Математическое моделирование скорости выхода пара с зеркала испарения в парогенераторе АЭС с ВВЭР // Математические методы в техн. и технологиях: Сб.тр. междунар. науч. конф. Т.2, Ч.2. СПб, Изд-во Политехнич. ун-та, 2019, С. 168–171.

РАСЧЕТНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПЕРСПЕКТИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ СЖИГАНИЯ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА

ВВЕДЕНИЕ

В России, также как и в мире, уголь является и в долгосрочной перспективе останется одним из основных источников при выработке тепловой и электрической энергии. Существующее оборудование ТЭС выработало свой ресурс и требует модернизации с применением экологически чистых и энергоэффективных технологий. Уровень развития математического моделирования физико-химических процессов при горении угольного топлива в топочно-горелочных устройствах позволяет оперативно проводить исследования по изучению таких технологий, и определять целесообразность их внедрения.

1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

Для описания физико-химических процессов в новых технологиях сжигания факельного сжигания угля и ВУТ, разработана модель движения многокомпонентной газовой среды (несущей фазы) с применением RANS и RANS/LES моделей турбулентности, модель сложного теплообмена (теплопроводность, конвекция, излучение), модель движения капель/частиц, процессов с ними - испарение/сушка, пиролиз, горение коксового остатка - на основе подхода Лагранжа, модель горения углеводородов в газовой фазе, сочетающей механизмы химического реагирования и турбулентного обмена, модель образования NOx. Для реализации математической модели применялись программные комплексы собственной разработки SigmaFlow, SigmaFlame и коммерческое ПО ANSYS Fluent. Уравнения переноса, описывающие законы сохранения массы, импульса и энергии дискретизируются с использованием метода конечного объема на неструктурированных расчетных сетках с применением схем второго порядка точности для конвективных и диффузионных членов уравнений переноса. Для решения полученных алгебраических уравнений используются вариационные и многосеточные методы. Для ускорения расчета используется распараллеливание вычислений на многоядерных вычислительных системах.

2. ТЕСТИРОВАНИЕ МОДЕЛИ

Разработанная комплексная математическая модель тестировалась и адаптировалась на данных как лабораторных, так и натуральных экспериментов, выполненных в ИТ СО РАН и СибВТИ. Продемонстрировано хорошее согласие расчёта с экспериментом (Рисунки 1-3).

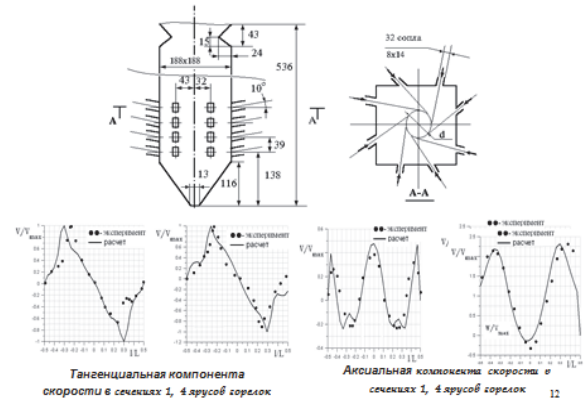


Рис. 1. Результаты тестирования математической модели на данных изотермического лабораторного моделирования тангенциальной топки (ИТ СО РАН).

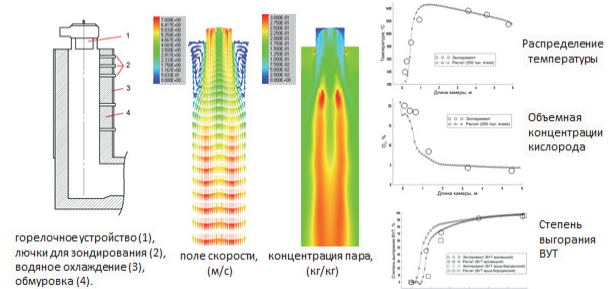


Рис. 2. Результаты тестирования математической модели на данных лабораторного стенда для сжигания ВУТ (СибВТИ).

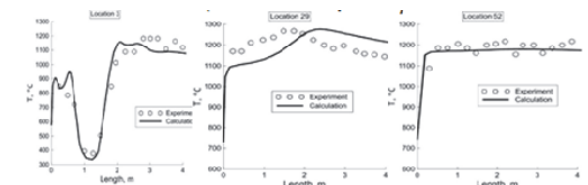
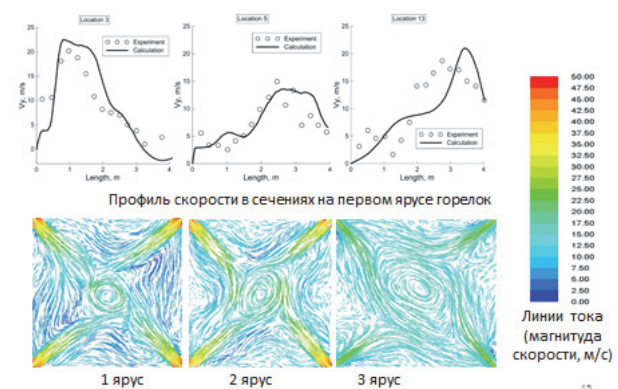


Рис. 3. Результаты тестирования математической модели на данных натуральных измерений на котле Е-500 Красноярской ТЭЦ-2 (СибВТИ).

3. РАСЧЕТНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПЕРСПЕКТИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

На основе разработанных моделей изучены развиваемые в ИТ СО РАН новые технологии факельного сжигания угольного топлива и ВУТ.

Для перспективного котла на ультрасуперкритических параметрах пара УСКП-800 с инвертной топкой показано, что котел может нести запланированную нагрузку при достаточно равномерном поле температур в объеме (Рисунок 4), на поверхностях нагрева и выходе из топки, концентрации оксидов азота 440 мг/м³ и механический недожог 1.3%.

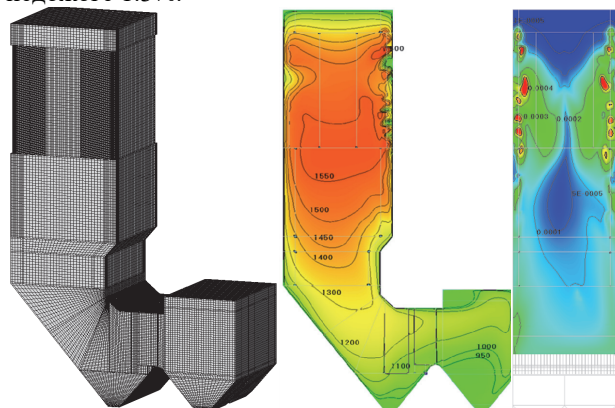


Рис. 4. Расчетная сетка, поля температур (°C) и концентрации NOx в сечении топочной камеры УСКП-800.

Изучена перспективная четырехвихревая аэродинамическая схема для возможных вариантов реконструкции существующих топочных камер. Данный тип топков характерен отсутствием прямого наброса пылеугольного факела на топочные экраны, хорошим заполнением топочного пространства, интенсивным перемешиванием горелочных струй с высокотемпературными топочными газами, что приводит к высокой устойчивости горения в широком диапазоне регулируемых параметров (нагрузка котла, отключение блоков горелок, типы топлива)

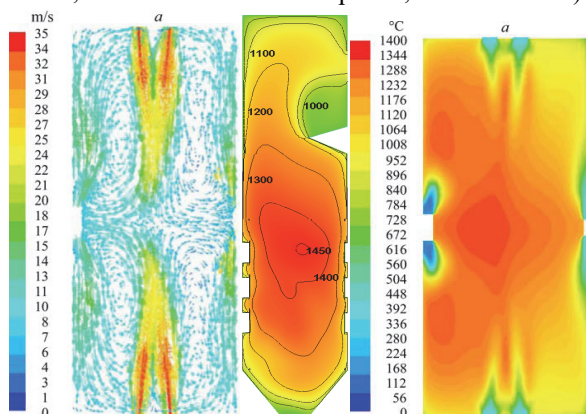


Рис. 5. Четырехвихревая топка. Картина течения, поля температуры в в продольном и поперечном сечениях.

Для небольших котельных на основе результатов математического моделирования (Рисунок 6) предложена схема перевода топков с факельным сжиганием мазута или слоевым сжиганием угля к факельному сжиганию ВУТ. Для парового котла ДКВр-20-13 мощностью 1 МВт, предназначенного

для слоевого сжигания угля, предложена схема вихревого сжигания ВУТ. Выполнена модернизация топки котельной № 7 ОАО «СКЭК» поселка Барзас Кемеровской области. Опробованы схемы сжигания с твердым и жидким шлакоудалением. Оба варианта подтвердили свою работоспособность: хорошее воспламенение; устойчивость горения; низкие выбросы экологически вредных NOx.

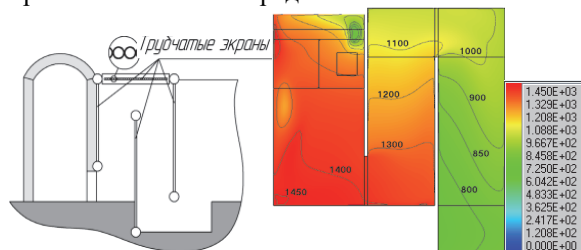


Рис. 6. Схема топки с камерой охлаждения. Результаты математического моделирования, изолинии температуры.

Для крупных пылеугольных энергоблоков при организации двух и трехступенчатых схем сжигания предлагается использовать водоугольное топливо (ВУТ) в качестве топлива восстановителя. Математическое моделирование показало (Рисунок 7), что для существующих энергоблоков ТЭС можно реализовать низкозатратную модернизацию топочных камер с организацией горизонтальной или вертикальной ступенчатости с использованием специальных разработанных в ИТ СО РАН форсунок Коанда для ввода ВУТ. Высокоскоростные струи ВУТ приводят к интенсификации перемешивания топочной среды, снижению локальных температур в зоне активного горения и как следствие к существенному снижению (до 50%) NOx в уходящих газах.

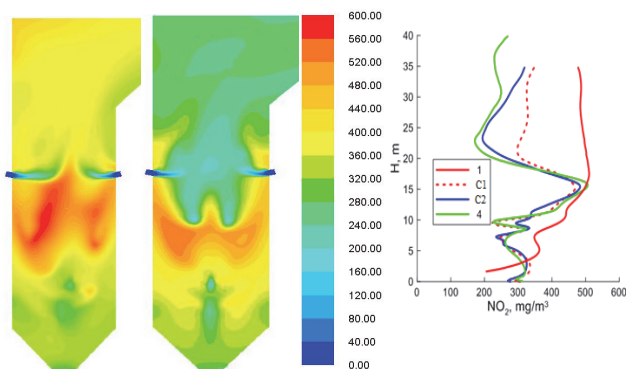


Рис. 7. Концентрация NOx для топки с традиционной трехступенчатой схемой и для топки с использованием ВУТ в восстановительной зоне. На графике варианты: существующей топки-1; топки текущих размеров с трехступенчатой схемой и ВУТ- C1 и C2; топки с увеличенными размерами, трёхступенчатым сжиганием и ВУТ.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе продемонстрированы возможности математического моделирования при исследовании перспективных технологий сжигания пылеугольного топлива.

Работа выполнена в рамках государственного задания ИТ СО РАН (номер рег. 121031800229-1).

ВЛИЯНИЕ ДОЛИ ВОДОРОДА В ВОДОРОДСОДЕРЖАЩИХ ГАЗАХ НА ЭМИССИЮ ОКСИДОВ АЗОТА ПРИ СЖИГАНИИ ТОПЛИВА В ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВКАХ

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время в мире все большее внимание уделяется борьбе с глобальным потеплением, вызванным антропогенными выбросами парниковых газов. В целях борьбы с изменением климата и его негативными последствиями большинство стран мира присоединились к Парижскому соглашению [1], целью которого является существенное сокращение глобальных выбросов парниковых газов и ограничение повышения глобальной температуры в этом столетии не более двух градусов Цельсия. Следуя Парижскому соглашению, эти страны объявили климатические цели и обязательства по сокращению выбросов парниковых газов и намерены обеспечить углеродную нейтральность к 2050-2060 г.г. [2].

Российская Федерация подписала Парижское соглашение в 2016 году. В этой связи Указом Президента РФ Правительству Российской Федерации поручено обеспечить к 2030 году сокращение выбросов парниковых газов до 70% относительно 1990 г., разработать стратегию развития страны с низким уровнем выбросов парниковых газов до 2050 г. и обеспечить создание условий для реализации мер по сокращению выбросов парниковых газов [3, 4].

1. ОСНОВНЫЕ КОНЦЕПЦИИ

1.1. Водородсодержащие газы (ВСГ)

Использование традиционных топлив в теплоэнергетике не позволяет обеспечить углеродную нейтральность в полном объеме. В этой связи в последнее время во всем мире все больше внимания уделяется перспективам развития водородной энергетики. Однако использование водорода в чистом виде в энергетических установках связано с рядом серьезных проблем его коммерческого производства, безопасного хранения и транспортировки, а также сжигания. Поэтому в качестве первого шага рассматривается добавление водорода к природному газу в магистральных и распределительных сетях и сжигание водородсодержащих газов.

Использование ВСГ даёт возможность снизить эмиссию углекислого газа по сравнению со сжиганием природного газа. Расчётные оценки показывают, что при добавлении 20-30 % (по объёму) водорода в природный газ, можно обеспечить снижение выбросов в атмосферу углекислого газа на 7-11% [5]. При этом переход на сжигание чистого водорода позволяет обеспечить полную углерод-

ную нейтральность продуктов сгорания (рис. 1). Сжигание топлив помимо выбросов CO_2 сопровождается эмиссией таких загрязняющих веществ, как оксиды азота, процессы образования которых при сжигании ВСГ еще недостаточно изучены.

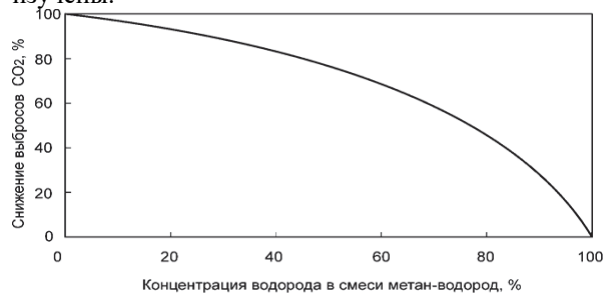


Рис. 1. Зависимость снижения выбросов CO_2 от объёмной доли водорода в ВСГ.

1.2. Эмиссия оксидов азота (NO_x)

При сжигании органических топлив азот, содержащийся в воздухе и топливе, становится реакционноспособным и, соединяясь с кислородом, образует оксиды $\text{NO}_x = \text{NO} + \text{NO}_2 + \text{N}_2\text{O}$. При этом основная доля образовавшихся NO_x , а именно 95—100 %, приходится на монооксид азота NO , эмиссия которых происходит по расширенному механизму Я.Б. Зельдовича в области высоких температур свыше 1800K [6]:



Диоксид NO_2 и геммоксид N_2O азота образуются в значительно меньшем количестве. Доля NO_2 в общем выходе NO_x обычно не превышает 2-4%, а доля N_2O составляет сотые доли процента.

Оксиды азота $\text{NO}_x = (\text{NO} + \text{NO}_2)$ являются одними из основных маркерных загрязняющих веществ, выбросы которых в атмосферный воздух нормируются и контролируются при сжигании органических топлив в энергетических установках. Поэтому изучение процессов их образования при сжигании ВСГ и чистого водорода в энергетических установках является актуальной задачей.

2. МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Исследование кинетики образования оксидов азота выполнялось с помощью пакета прикладных программ для ЭВМ «РОСА», позволяющем проводить расчётные исследования кинетических про-

цессов сжигания предварительно перемешанных газоздушных смесей и образования термических, быстрых и топливных оксидов азота. В проведенных расчетах исследовалось влияние на данные процессы состава метано-водородных смесей и температуры процесса горения. Все расчеты выполнялись при атмосферном давлении, коэффициенте избытка воздуха $\alpha = 1,05$ и постоянной температуре горения в диапазоне от 1800 до 2000К с шагом 50К. Объемное содержание водорода в ВСГ менялось от 0 до 100%.

Для оценки вклада разных химических реакций в образование и расходование конкретных веществ в процессе горения топливовоздушной смеси производилось вычисление численных значений интегралов скоростей химических реакций

$$I_i = \int_0^{\tau} W_i d\tau, \quad (4)$$

где W_i – скорость i -ой химической реакции по закону действующих масс, τ – время протекания процесса горения.

3. ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Результаты проведенных численных экспериментов показали однозначное снижение выхода монооксида и диоксида азота при увеличении содержания водорода в составе ВСГ (рис. 2). Указанная тенденция была характерна для всего исследуемого температурного диапазона. Однако с увеличением доли водорода в составе ВСГ влияние температуры на конечный выход NO_x заметно снижалось.

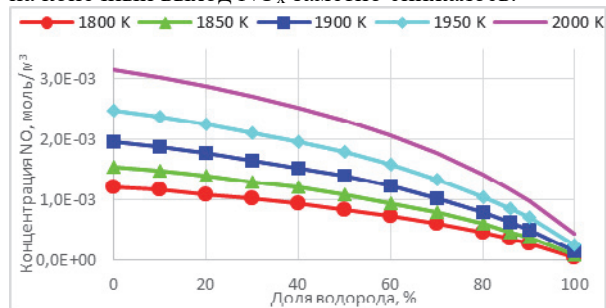


Рис. 2. Зависимость эмиссии NO от объёмной доли водорода в ВСГ при различных температурах протекания реакции.

Анализ численных значений скоростей химических реакций W показал, что с увеличением доли водорода от 0 до 100% скорости химических реакций (2) и (3) снижались на порядок. Одновременно влияние содержания водорода на скорость реакции (1) было незначительным.

В свою очередь анализ численных значений интегралов скоростей химических реакций I_i показал, что водород H_2 в составе ВСГ в силу своей высокой реакционной способности на начальной стадии процесса горения реагирует с образованием значительного количества атомарного водорода H и гидроксила OH, благодаря которым происходит достаточно быстрое образование молекул воды. Из-за меньших скоростей реакций (1) – (3) образо-

вание оксидов азота из молекулярного азота воздуха N_2 начинается позже при «дефиците» основных окислителей O и OH, что является причиной снижения их эмиссии (рис.3).

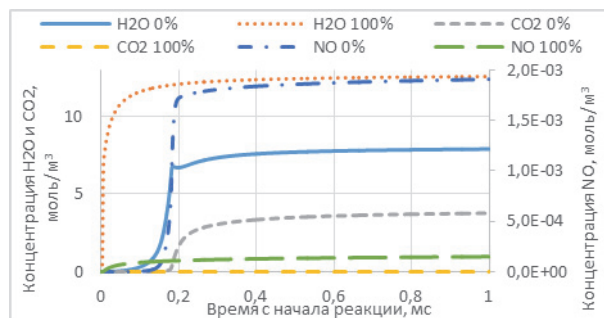


Рис. 3. Динамика образования продуктов сгорания в зависимости от доли водорода в составе ВСГ при температуре 1900К

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведённые исследования показывают, что с ростом доли водорода в ВСГ концентрация оксидов азота снижается. Механизм, благодаря которому, происходит это снижение ещё предстоит детально изучить, с точки зрения изменений скоростей реакций, протекающих при сжигании органических топлив.

Параметры, при которых проводились исследования, характерны для топков энергетических котлов, однако сжигание в них ВСГ проблематично по техническим и экономическим причинам. Поэтому в дальнейшем необходимы исследования эмиссионных процессов при рабочих параметрах, характерных для современных камер сгорания ГТУ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Paris Agreement United Nations, 2015 // URL: https://unfccc.int/files/essential_background/convention/application/pdf/english_paris_agreement.pdf
2. Gas for Climate – Gas Decarbonization Pathways 2020-2050. Guidehouse. April 2020 // URL: <https://gasforclimate2050.eu/wp-content/uploads/2020/04/Gas-for-Climate-Gas-Decarbonisation-Pathways-2020-2050.pdf>
3. Указ Президента РФ от 4 ноября 2020 года № 666 «О сокращении выбросов парниковых газов». // URL: <http://www.kremlin.ru/acts/bank/45990>
4. Распоряжение ПП РФ от 29 октября 2021 г. № 3052-р. Об утверждении «Стратегии социально-экономического развития Российской Федерации с низким уровнем выбросов парниковых газов до 2050 года» // URL: <http://publication.pravo.gov.ru/Document/View/0001202111010022/>
5. Росляков П.В., Рыбаков Б.А., Савитенко М.А., Ионкин И.Л., Луниг Б. Оценки возможностей снижения выбросов парниковых газов при сжигании топлив в котлах ТЭС и котельных // Теплоэнергетика. 2022. №9. С. 97-106.
6. Росляков П.В. Методы защиты окружающей среды : учебник для вузов /П.В. Росляков. М. : Издательский дом МЭИ, 2007. 336 с. : ил.

ДИССИПАТИВНЫЙ ИНВАРИАНТ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ КАК КРИТЕРИЙ ПЕРЕХОДА К РЕЗОНАНСНОМУ РЕЖИМУ ТЕЧЕНИЯ

ВВЕДЕНИЕ

Исследование процесса генерации вихревых структур при течении рабочих сред в энергетических установках необходимо для повышения срока эксплуатации и вибростойкости элементов конструкций. Излучение акустических колебаний в крупномасштабных вихреобразованиях может быть опасно и само по себе, но наиболее негативные последствия возникают при резонансе частот вихреобразований с собственными частотами гидромеханической системы. По соотношению частот, генерируемых вихревой структурой импактного закрученного течения, с собственными частотами вихревой камеры в экспериментах было выделено несколько характерных режимов течения: дозвуковой, звуковой, режим биений и резонансный режим. При мониторинге режимов течения рабочих сред крайне важно своевременно диагностировать приближение к резонансному режиму течения. Целью настоящей работы является выявление энергетического параметра, характеризующего переход между режимами и приближение резонансного режима течения.

1. ПОНЯТИЕ ДИССИПАТИВНОГО ИНВАРИАНТА

В качестве такого параметра в работе [1] был предложен диссипативный инвариант резонансных колебаний k , который равен отношению потерь энергии ΔW к коэффициенту затухания γ акустических колебаний:

$$k = \frac{\Delta W}{\gamma} . \quad (1)$$

Исследования проводились на примере истечения импактного закрученного потока воздуха из вихревой камеры, конструкция которой описана в работе [1]. Как было показано в работе [2], при такой постановке задачи в области над выходным отверстием формируется устойчивый тороидальный вихрь с размерами, зависящими от диаметра выходного отверстия и ширины щели. Расход при этом выносится упорядоченной вихревой структурой, состоящей из отдельных спиральных вихрей. Если ширина выходной щели не фиксирована, то возможна самонастройка частоты вращения вихрей на собственные частоты вихревой камеры либо возбуждение биений.

Для расчета резонансной частоты поперечных колебаний первой тангенциальной моды использовалась формула:

$$f_{mn} = \frac{\alpha_{mn} c}{2\pi R_0} \quad (2)$$

где c – скорость звука; α_{mn} – корень уравнения Бесселя; m – порядок функции Бесселя; n – номер корня α_{mn} ; R_0 – радиус камеры. Для первой тангенциальной моды акустических колебаний корень $\alpha_{01} = 1,841$.

Для вихревой камеры диаметром 10 см при скорости звука в воздухе 345,8 м/с (25 °С) расчетное значение частоты поперечных колебаний в вихревой камере составило $f_{\text{соб}} = 2250$ Гц. Экспериментально измеренное значение частоты резонанса зависело от размера преграды. Так, например для преграды $D = 80$ мм $f_{\text{рез}} \approx 2040$ Гц, что позволяет вычислить коэффициент затухания в резонансном режиме $\gamma \approx 670$ Гц.

В режиме биений наблюдается большой разброс экспериментально измеренных значений частот, и как следствие, большой разброс коэффициента затухания. Для уже упомянутой преграды диаметром 80 мм в режиме биений $\gamma = 300 \div 750$ Гц.

Рассматривались два варианта выхода на предельный расход, соответствующий условию кризиса закрученного потока. Первый вариант – при плавном увеличении давления на входе от 0 до 5 атм., которое сопровождалось ростом расхода через вихревую камеру от 0 до предельного значения (выход на предельный расход снизу – рис.1а). Второй вариант соответствовал случаю, когда на вход в вихревую камеру давление 5 атм. подавалось скачком. Тогда расход резко увеличивался, а потом выходил на предельное значение (выход на предельный расход сверху – рис.1б).

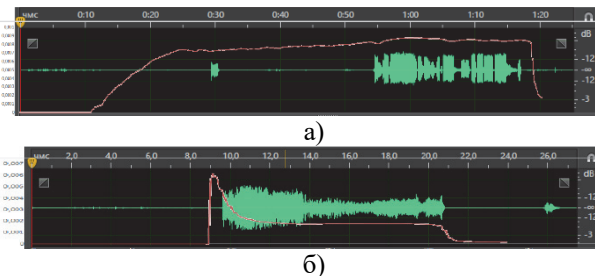


Рис. 1. Сопоставление графика изменения расхода во времени (1) с временной разверткой акустических колебаний (2) для преграды $D = 30$ мм и $d_0 = 5$ мм: а) – выход на предельный расход снизу; б) – выход на предельный расход сверху.

Вне зависимости от того, как осуществлялся вывод вихревой системы на предельный расход, само значение этого предельного расхода

оставалось постоянным в пределах погрешности измерения. Так, например, для приведенных на рис.1 диаграмм расхода «плато» предельного объемного расхода находилось на уровне 1,75 л/с.

На рис.2 представлено сопоставление временной развертки акустической волны с изменением диссипативного инварианта k от времени для преграды $D = 80$ мм и выходного отверстия вихревой камеры $d_0 = 5$ мм. Звуковой режим начинался с отметки 80 сек, практически сразу переходя в режим биений. Режим биений характеризуется значениями $k > 0$, что

соответствует интервалам от 80 до 96 сек и от 110 до 120 сек. Характерный вид акустической волны в режиме биений можно увидеть на рис. 3а., амплитудно-частотную характеристику (АЧХ) – на рис. 3в.

Резонансный режим течения наблюдался во временные интервалы, соответствующие отрицательным значениям диссипативного инварианта k . На рис.2 это интервалы от 96 до 110 сек и от 120 до 137 сек. Вид акустической волны в резонансном режиме представлен на рис.3 б, АЧХ – на рис. 3г.

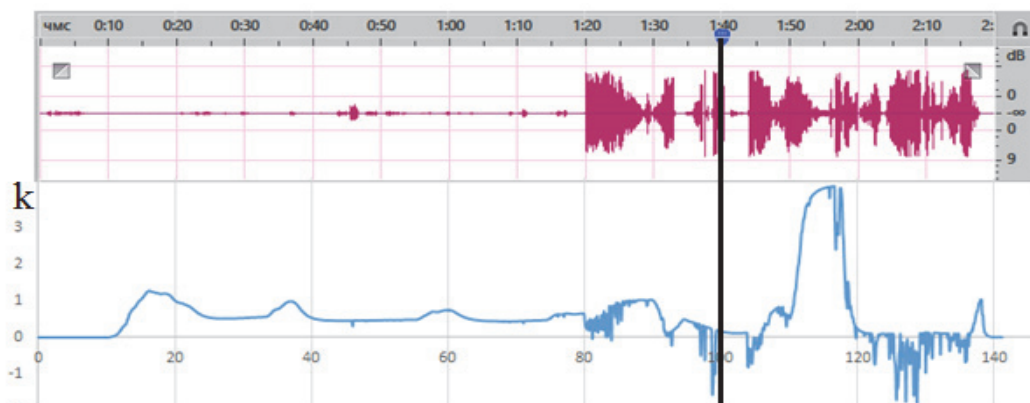


Рис.2 Сопоставление временной развертки акустической волны с графиком изменения диссипативного инварианта во времени для преграды $D = 80$ мм и $d_0 = 5$ мм.

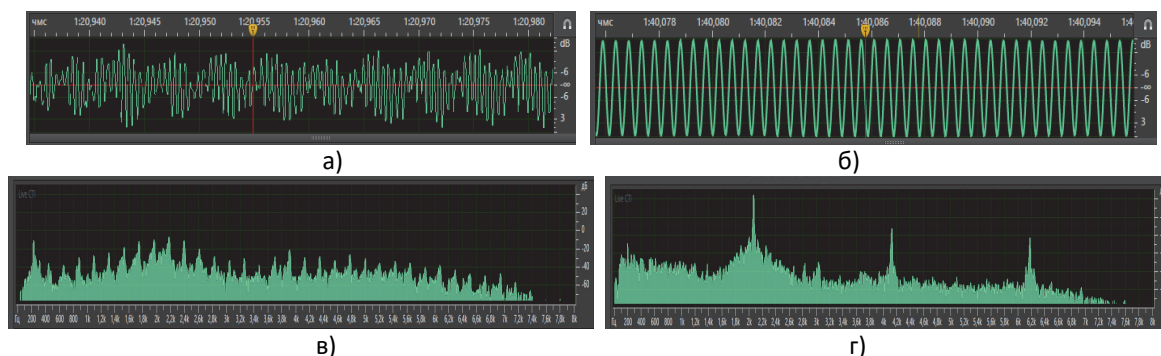


Рис.3 Сопоставление временных разверток акустической волны с амплитудно-частотными характеристиками для преграды $D = 80$ мм и $d_0 = 5$ мм: а) – временная развертка акустической волны на временной метке 81 сек. (режим биений); б) - временная развертка акустической волны на временной метке 100 сек. (резонансный режим); в) – АЧХ на временной метке 81 сек.; г) – АЧХ на временной метке 100 сек

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенный количественный анализ полученных экспериментальных результатов позволил оценить энергетический баланс при трех характерных режимах истечения импактного закрученного потока с учетом вклада процессов движения, вихреобразования и излучения звука. Было установлено, что в резонансном режиме происходит перестройка вихревой структуры течения, поэтому диссипативные потери энергии, рассчитанные с использованием не учитывающей этого схемы течения, принимают отрицательные значения.

Наличие подобной закономерности позволяет уверенно диагностировать наступление резонансного режима течения, а так же указывает на адек-

ватность выбранной физической модели течения и доказывает справедливость ее использования при обработке экспериментальных результатов.

Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда, грант №23-29-00373.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Поздеева И.Г. «Исследование гидродинамики и механизмов генерации акустических колебаний в сложных вихревых течениях». Дис.канд. техн. наук. Москва: НИЯУ МИФИ-2019-117с.
2. Митрофанова О.В., Поздеева И.Г. Исследование механизма саморегулирования акустических колебаний в импактном закрученном течении //Механика жидкости и газа. 2015. № 5. С. 54-63.

РАСШИРЕНИЕ МАТРИЦ ВАЛИДАЦИИ ИНТЕГРАЛЬНЫХ КОДОВ В ОБЛАСТИ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ТЯЖЁЛЫХ АВАРИЯХ НА АТОМНЫХ СТАНЦИЯХ С ВВЭР

ВВЕДЕНИЕ

Анализ безопасности ядерных реакторных установок основан на моделировании поведения атомной станции (АС) при проектных и запроектных авариях (ЗПА). Современный подход к безопасности АЭС предполагает включение анализа ЗПА в обоснование безопасности АС (DEC – design extension conditions согласно терминологии МАГАТЭ) на уровне проекта. При этом сам проект АС должен предусматривать автономность выполнения функций безопасности при множественных отказах, прежде всего, при длительном отсутствии источников электроэнергии и потере отвода тепла к конечному поглотителю. Поэтому требования к моделированию процессов при запроектных авариях также становятся более жесткими.

В России для моделирования внутрикорпусной стадии тяжелых аварий (ТА) на реакторных установках типа ВВЭР используется код СОКРАТ-В1/В2 [1], который позволяет проводить анализ безопасности АС при ЗПА с плавлением топлива на основе реалистического подхода. Поскольку начало разогрева и динамика деградации активной зоны во многом определяются закономерностями нестационарных теплогидравлических процессов в реакторной установке (РУ), важной составляющей кода является теплогидравлическая модель. Задачей теплогидравлической модели является, прежде всего, адекватное предсказание поведения РУ от исходного события до начала разогрева активной зоны, а также корректное моделирование условий охлаждения ядерного топлива при нарушении исходной геометрии. Согласно современным нормативным требованиям, расчетные методики и компьютерные коды, используемые при проведении анализа безопасности, должны проходить верификацию и валидацию.

Одним из важных этапов валидации является разработка валидационных матриц. Матрицы валидации теплогидравлических кодов улучшенной оценки [2], разработанные к началу 2000-х годов для ВВЭР, покрывают задачи, связанные с анализом безопасности проектных аварий, но применительно к обеспечению безопасности АС при ЗПА имеют ряд недостатков. В данной работе на примере кода СОКРАТ приводится актуализированная валидационная матрица, в которую включены новые экспериментальные данные по интегральным экспериментам, позволяющим выполнить валидацию теплогидравлической модели интегральных кодов для анализа ЗПА в реакторах типа ВВЭР.

1. НАЗНАЧЕНИЕ И ЭТАПЫ ПРОЦЕССА ВАЛИДАЦИИ

Валидация включает следующие этапы:

- идентификация и ранжирование процессов и явлений;
- обзор доступных экспериментальных установок и экспериментов, анализ прототипности этих установок с точки зрения диапазона основных параметров и масштабирования идентифицированных явлений. Данный шаг может также включать формирование безразмерных критериев для оценки подобия процессов в реакторной установке и исследовательском стенде;
- проведение валидационных расчетов и сравнение результатов, полученных с помощью расчетного кода, с данными измерений, полученными на экспериментальных установках.

Основу теплогидравлической матрицы валидации кода СОКРАТ составляют интегральные эксперименты, поскольку они используются для количественной оценки погрешности моделей. Значения модельных погрешностей, полученные при валидации, учитываются при оценке неопределенности результатов анализа безопасности АС.

2. МАТРИЦА ВАЛИДАЦИИ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ПРИМЕНИТЕЛЬНО К ЗПА ДО НАЧАЛА ПОВРЕЖДЕНИЯ АКТИВНОЙ ЗОНЫ

На начальной стадии ЗПА – от исходного события до превышения максимального проектного предела повреждения топлива (МПП) – протекают теплогидравлические процессы в реакторной установке, а также термомеханические и физико-химические процессы в оболочках твэлов. Применительно к моделированию данной стадии ЗПА валидационная матрица кода СОКРАТ включает, прежде всего, явления для аварий с потерей теплоносителя (малых и больших течей) из перечня, приведенного в матрицах [2]. Помимо этого, матрица дополнена влиянием пассивных систем безопасности, а именно, системы пассивного отвода тепла от парогенераторов и дополнительной системы пассивного залива активной зоны, применяемых в проектах АС с ВВЭР поколения III+.

Следуя требованию по включению всестороннего анализа ЗПА в отчет по обоснованию безопасности АС, в валидационную базу кода СОКРАТ включены новые экспериментальные программы, реализованные в последние 10 лет, в которых исследуются ЗПА на АС с легководными реакторами при множественных отказах оборудования:

- Экспериментальная программа OECD PKL Phase 4, в которой, в частности, исследовалось влияние выпадения осадка борной кислоты на теплообмен в активной зоне [3].
- Экспериментальная программа OECD ATLAS Project [4], в задачи которой входило получение экспериментальных данных по важным вопросам безопасности, связанным с теплогидравлическими процессам в легководных реакторах при ЗПА с множественными отказами.
- Стандартная задача безопасности на базе стенда MASLWR под эгидой МАГАТЭ [5] по исследованию систем пассивного отвода тепла.
- Экспериментальное исследование ЗПА на РУ ВВЭР-ТОИ при малой течи и полном длительном обесточивании в течение 72 ч при работе только пассивных систем безопасности. Данный эксперимент выполнялся на интегральном стенде ПСБ-ВВЭР в рамках работ в поддержку обоснования безопасности проекта ВВЭР-ТОИ [6].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Адекватное моделирование теплогидравлических процессов имеет важное значение при моделировании начальной стадии запроектных аварий с плавлением топлива. К настоящему времени доступны результаты отечественных и зарубежных интегральных экспериментов, которые охватывают основные теплогидравлические процессы на АС с реакторами ВВЭР на начальной стадии ЗПА до превышения максимального проектного предела повреждения топлива. Данные этих экспериментов были использованы для расширения матрицы валидации интегральных кодов для анализа тяжёлых аварий, на примере кода СОКРАТ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Bolshov L. A., Dolganov K. S., Kiselev A. E., Strizhov V. F.** Results of SOCRAT code development, validation and applications for NPP safety assessment under severe accidents // Nuclear Engineering and Design. – 2019. – Vol. 341. – P. 326-345.
2. **Validation Matrix for the Assessment of Thermal-Hydraulic Codes for VVER LOCA and Transients**, OECD Publishing, Paris, NEA (2001).
3. **NEA PKL-4 Project Summary Report**, OECD Publishing, Paris, NEA (2024).
4. **Summary Report of the NEA Advanced Thermal-Hydraulic Test Loop for Accident Simulation (ATLAS) Joint Project**, OECD Publishing, Paris, NEA (2018).
5. **Evaluation of Advanced Thermohydraulic System Codes for Design and Safety Analysis of Integral Type Reactors**, IAEA-TECDOC-1733, IAEA, Vienna, February 2014.
6. **Елкин И.В., Мелихов О.И., Мелихов В.И., Никонов С.М., Капустин А.В., Селькин С.С.** Экспериментальные исследования на стенде ПСБ-ВВЭР теплогидравлики аварийных режимов на АЭС с ВВЭР-ТОИ // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. 2018. № 4 (14). С.61-73.

ПОВЫШЕНИЕ ТЕПЛОВОЙ ЭКОНОМИЧНОСТИ КОНДЕНСАЦИОННОЙ ПАРОГАЗОВОЙ УСТАНОВКИ НА БАЗЕ ГТЭ-170.1 С ДВУХКОНТУРНЫМ КОТЛОМ УТИЛИЗАТОРОМ

ВВЕДЕНИЕ

С введением в 2022 году масштабных санкций со стороны ряда западных стран в отношении Российской Федерации возникли большие сложности с использованием зарубежных газовых турбин в энергетике. Поставки по действующим договорам были прекращены, а сервисное обслуживание уже установленных газотурбинных установок (ГТУ) остановлено. Большинство газовых турбин, установленных в России, за последние 20 лет, произведены ведущими мировыми компаниями, такими как Siemens, General Electric, Alstom, Ansaldo, а также Mitsubishi, Kawasaki, Solar Turbines, Rolls Royce и другими. Общее количество установленных ими ГТУ уже превышает сотни единиц. Проблема отсутствия отечественных газовых турбин большой мощности стала еще более актуальной и остается одной из главных целей отечественного энергомашиностроения первой половины XXI века.

В условиях недоступности зарубежных ГТУ компания АО «Силовые машины» с 2018 года работает над инжинирингом и серийным выпуском двух типов турбин большой мощности российского производства: ГТЭ-65 и ГТЭ-170. В связи с растущей конкуренцией на оптовом рынке электроэнергии и мощности, повышение показателей тепловой экономичности блока увеличивает инвестиционную привлекательность проекта и снижает срок окупаемости вложений.

1. СПОСОБЫ ПОВЫШЕНИЯ ТЕПЛОВОЙ ЭКОНОМИЧНОСТИ ПГУ-КЭС

Современные ПГУ работают по термодинамическому циклу Брайтона-Ренкина, который отвечает основной задаче – обеспечение экономичность и надежность работы станции. Для повышения показателей тепловой экономичности и приведения цикла к идеальному циклу параллельно решаются две задачи. Усовершенствуется используемое оборудование повышая КПД конкретного процесса и оптимизация самого цикла в целом направленную на его «карнотизацию».

Применяются следующие основные способы повышения показателей тепловой экономичности ГТУ. Повышение начальных параметров рабочего тела на входе в газовую турбину. За последние три десятилетия начальная температура газов перед газовой турбиной возросла почти в 2 раза. Дальнейшее повышение температуры ведет к поиску принципиально новых материалов для лопаток первых ступеней или усложнению системы их

охлаждения с применением новых технологических решений. Это ведет к значительному удорожанию производства газовой турбины и как следствие суммарных капитальных затрат. Следующим из способов является более глубокая «карнотизация» цикла Брайтона-Ренкина при помощи промежуточного охлаждения воздуха в компрессоре при его сжатии, промежуточным перегревом газов, регенерацией теплоты уходящих газов или комбинацией вышеперечисленного [3]. Отдельно из способов позволяющих приблизить цикл к идеальному циклу Карно стоит выделить предварительный подогрев топлива. Использование подогрева в открытом цикле ГТУ повышает его тепловую экономичность [1,2]. Авторами работ [4,5] проведен анализ различных способов повышения показателей тепловой экономичности ПГУ-КЭС с ГТУ зарубежного производства.

2. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ

Как уже было отмечено ранее, предварительный подогрев топлива становится все более распространенной практикой благодаря его способности улучшать термодинамическую эффективность цикла газотурбинной установки (ГТУ). Этот метод позволяет уменьшить количество топлива, необходимого для достижения заданной температуры перед входом в камеру сгорания (КС), что, в свою очередь, повышает общую тепловую экономичность газовой турбины.

$$B_{ГТ} = \frac{G_{КС} \cdot (h_{ГТ} - h_{КК})}{Q_i^2 \cdot \eta_{КС} + h_{ГТ}} \left[\frac{к\mathcal{E}}{с} \right], \quad (1)$$

, где $G_{КС}$ – расход воздуха после компрессора, поступающего в КС [кг/с]; $h_{ГТ}$ – энтальпия газов на входе в ГТ [кДж/кг]; $h_{КК}$ – энтальпия сжатого воздуха за компрессором [кДж/кг]; Q_i^2 – низшая теплота сгорания топлива [кДж/кг]; $\eta_{КС}$ – КПД КС; $h_{ГТ}$ – энтальпия подогретого топлива [кДж/кг].

С точки зрения термодинамики исходя из уравнения (1), чем выше температура подогретого топлива, тем меньше тепла топлива тратится на подогрев газозвушной смеси. Однако диапазон подогрева топлива определяется устойчивым режимом смешения и оптимальным режимом работы КС. За заводом-изготовителем ГТУ устанавливаются требования к свойствам сжигаемого газообразного

топлива. Для компенсации влияния эффекта Джоуля-Томпсона минимальная температура топлива должна быть выше не менее чем на 10 °С выше точки росы любого его компонента. Вторым важным показателем для обеспечения надежности работы КС при различных режимах ее работы является индекс Воббе. Для обеспечения надежной работы обычно допускается отклонение от расчетного значения на 5%. Оно связывает соотношением низшую теплоту сгорания (МДж/кг) и плотность газообразного топлива при нормальных условиях.

$$WI = \frac{Q_i^c}{\sqrt{\rho_2 / \rho_6}}, \quad (2)$$

где Q_i^c – низшая теплотворная способность газа; $\sqrt{\rho_2 / \rho_6}$ – относительная плотность смеси газа и воздуха.

На основании этих двух требований определяется допустимый диапазон подогрева топлива для исследования. Сегодня ведущие производители ГТУ допускают подогрев топлива до 170÷180 °С без проведения дополнительных работ по модификации камеры сгорания.

3. ОПИСАНИЕ И УСЛОВИЯ ПРОВЕДЕННЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

В работе рассмотрены варианты повышения экономичности различных тепловых схем для моноблока ПГУ-КЭС на базе ГТЭ-170.1 за счет предварительного подогрева топлива. Расчеты производились для условий ISO 2314:2009. За основу взята моноблочная двухконтурная парогазовая установка конденсационного типа. Проведено моделирование для двух схем газоснабжения: от газопровода высокого давления, в таком случае давления на входе систему газоснабжения составляет менее 1,2 МПа и для обеспечения необходимого давления на входе в ГТУ газом требуемого давления требуется установка дополнительной газодожимной компрессорной станции (ГДКС); от магистрального газопровода с давлением свыше 1,2 МПа.

Газовая турбина ГТЭ-170 имеет много схожих технологических решений с ГТЭ-160 которая производилась по лицензии Siemens (V94.2.) Для турбины производства Siemens допускается подогрев топлива на входе в камеру сгорания до 120 °С (без внесения изменений в конструкцию КС).

На сегодняшний день существуют несколько основных технических и технологических способов подогрева топлива на входе в газотурбинные установки (ГТУ), работающие в составе паровых конденсационных электростанций (КЭС): подогрев топлива за счет утилизации тепла уходящих газов на выходе из котла-утилизатора (КУ) путем установки водяного промконтур; подогрев топлива за счет отборов пара из паротурбинной установки (ПТУ); подогрев топлива за счет отбора теплоносителя из экономайзера; подогрев топлива за счет отбора горячей воды от экономайзера; подогрев

топлива за счет отбора теплоносителя из паропровода собственных нужд; подогрев топлива отбором воздуха от компрессора ГТУ.

На основании работ [4,5] авторами рассматривались варианты подогрева топлива за счет отборов теплоносителя из экономайзера высокого давления.

Некоторые полученные результаты представлены в сводной таблице 1. Расчеты производились в программном комплексе Thermoflow. Для моделирования тепловых схем с предварительным подогревом топлива использовалось ядро Thermoflex.

Таблица 1. Показатели тепловой экономичности

Схема	КПД Нетто	Мощность Нетто, кВт	Расход топлива, кг/с
Без ДК с подогревом	51,45	234008	9,053
Без ДК без подогрева	51,34	233112	9,107
С ДК с подогревом	51,27	233069	9,053
С ДК без подогрева	51,21	232270	9,094

4. ВЫВОДЫ

1. Тепловая экономичность ПГУ незначительно растет, при повышении температуры подогрева топлива на исследуемом диапазоне.
2. Предварительный подогрев позволяет увеличить суммарную мощность ПГУ

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Включение дополнительного регенеративного подогревателя для подогрева топлива в тепловую схему требует значительных капитальных вложений. Это связано с установкой рекуперативного теплообменника, дополнительных трубопроводов, насосов и запорной арматуры. Поэтому окончательный выбор схемы должен основываться на тщательном технико-экономическом анализе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Цанев С.В., Буров В.Д., Ремезов А.Н. Газотурбинные и парогазовые установки тепловых электрических станций. – М.: Издательство МЭИ, 2002. 584 с.
2. Цанев С.В., Буров В.Д., Земцов А.С., Осыка А.С. Газотурбинные парогазовые установки тепловых электрических станций. под ред. В.Д. Булова. - 4-е изд., стереотип - М.: Издательский дом МЭИ, 2024. 428 с.
3. Цанев С.В., Буров В.Д., Пустовалов П.А. Совершенствование энергетических ГТУ путем карнотизации цикла Брайтона. // Сборник научных трудов “Состояние и перспективы развития электротехнологии”. Иваново, 2011 С. 8-11.
4. Буров В.Д., Красичков А.С. Оценка влияния предварительного подогрева топлива на показатели тепловой экономичности ПГУ-КЭС // Энергосбережение и водоподготовка, 2021. № 3. С. 14-18
5. Буров В.Д., Красичков А.С. Влияние подогрева топлива на входе в газотурбинную установку на показатели тепловой экономичности парогазовых установок // Новое в российской электроэнергетике, 2022. №9. С. 25-32

ПРОБЛЕМЫ ПОДДЕРЖАНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ГТУ ЗАРУБЕЖНЫХ ПРОИЗВОДИТЕЛЕЙ И ПЕРСПЕКТИВА ПОВЫШЕНИЯ ИХ ЭФФЕКТИВНОСТИ

ВВЕДЕНИЕ

На данный момент, в России эксплуатируется большое количество газотурбинных установок (ГТУ) зарубежных производителей, таких как 6FA с системой сжигания DLN 2.6. Информация по их работе, особенно в области камер сгорания, крайне ограничена и недоступна российским инженерам и эксплуатирующим компаниям. В то же время, неизбежно возникают проблемы, связанные с эксплуатацией ГТУ иностранных производителей. Изучение заложенных алгоритмов управления малоэмиссионных камер сгорания (МЭКС), анализ причин сбоев в их работе, оптимизация управления топливом при осуществлении быстрых переходов с газообразного на жидкое топливо и обратно является необходимым для понимания и обеспечения безопасной и безаварийной эксплуатации. Отладка их работы является дорогостоящей услугой. Кроме того, возникают и отказы поставщиков, изготовителей зарубежного оборудования решать те или иные проблемы, возникшие во время эксплуатации объекта.

При этом зачастую надежность автоматических переходов ГТУ на аварийное (жидкое) топливо напрямую может влиять на устойчивость работы энергосистемы.

1. ОПИСАНИЕ ПРОБЛЕМЫ

1.1. Особенности эксплуатации ГТУ типа 6FA

Для некоторых ГТУ типа 6FA, работающих в РФ, существует необходимость автоматических переходов с основного (газообразного) на аварийное (жидкое) топливо и обратно. При осуществлении таких переходов наблюдаются сбои и аварийные остановки при их выполнении. Проведенный анализ выявил ряд причин аварийных остановов, таких как: коксование дизельного топлива в топливopодводах и проблемы в отработке алгоритмов перехода, заложенного в систему автоматического управления (САУ) ГТУ.

1.2. Коксование

В рассматриваемой конфигурации ГТУ типа 6FA дизельное топливо заполнено в трубопроводах к камерам сгорания при работе турбины на газу и находится в безрасходном режиме. Поскольку трубопроводы проложены возле горячих неизолированных поверхностей ГТУ, то при работе на высоких нагрузках происходит коксование дизельного топлива в полостях обратных клапанов, а также на фильтрующих элементах.

1.3 САУ ГТУ

Рассмотрены и проанализированы тренды основных параметров ГТУ типа 6FA за последний период эксплуатации при осуществлении перехода с газового топлива на жидкое и обратно на различных нагрузках.

Обнаружено, что доля успешных переходов с газового топлива на жидкое составляет всего 40%. Доля аварийных остановов по причине «разброс температуры на выхлопе» составляет ~ 70% из всех аварийных остановов при переходах.

Анализ характеристик ГТУ типа 6FA при осуществлении перехода с газообразного топлива на жидкое показывает наличие особенностей в алгоритмах перехода, приводящих к рассогласованию подачи топлива по камерам сгорания и отсутствию зажигания в некоторых из них. Это приводит к критическому изменению температурного поля на выхлопе ГТУ, и как следствие аварийным отключениям.

2. ИСПЫТАНИЯ ГТУ ТИПА 6FA

2.1. Схема измерения и объем испытаний

Для разработки системы охлаждения жидкотопливных линий были проведены испытания ГТУ типа 6FA во всем диапазоне нагрузок с дополнительными замерами температур. Данные испытаний поступали в режиме реального времени. Мнемосхема измерения показаны на рис. 1.

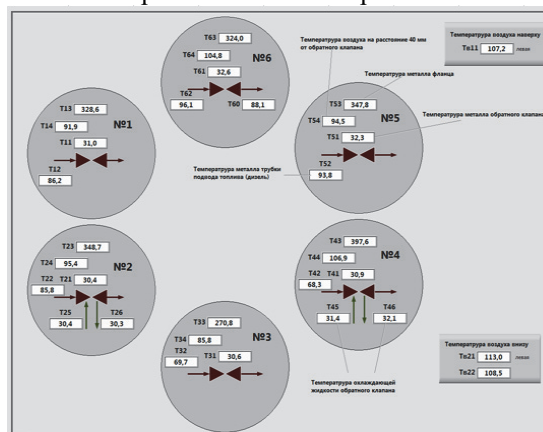


Рис. 1 Мнемосхема измерения температур элементов

Испытания показали, что наибольшему температурному воздействию подвергаются топливные трубки и обратные клапаны камер сгорания (КС) поз. №5 и №6.

2.2. Разработка теплообменного устройства

На основе полученных экспериментальных данных и анализа документации ГТУ, было рассчитано теплообменное устройство (ТУ), исполь-

зующее штатную систему циркуляции охладителя в ГТУ типа 6FA и не затрагивающей конструкцию топливных подводов. Схема ТУ представлена на рис. 2.

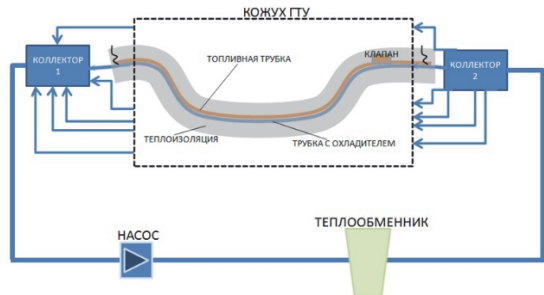


Рис. 3 Принципиальная схема теплообменного устройства.

Такая схема позволяет снизить температуру стенки топливоподводящих труб, тем самым предотвратить коксование внутренних полостей технических устройств.

2.3. Результаты анализа трендов основных параметров ГТУ и алгоритмов САУ.

Были проанализированы режимы перехода с газового топлива на жидкое с САУ GE (Mark VIe), выполненных на нагрузках: 5, 10 и 40 МВт, как успешные, так и аварийные. Выполнены сопоставление и анализ трендов характеристик с целью выявления причин аварийных переходов, из которых были исключены аварийные переходы по причине коксования.

Установлена строгая последовательность действий управляющих и управляемых органов с временами и задержками, которую можно разбить на три этапа: подготовка системы жидкого топлива, предварительное заполнение топливной системы и перераспределение топлива: плавное (с постоянной скоростью) уменьшение расхода газового топлива до 0 и увеличение доли расхода жидкого топлива до 100%.

Во время предварительной подготовки выполняется последовательность команд по открытию стопорной арматуры, запуску насоса первого контура, процедуры стравливания воздуха и выравнивания давления в линии подачи ЖТ к форсункам.

После предварительной подготовки включается основной насос и начинается предварительное заполнение топливной системы с небольшим постоянным расходом в течение фиксированного времени. Перераспределение топлива производится с постоянной скоростью. ЖТ впрыскивается вначале под собственным напором, потом с помощью распыляющего воздуха.

На рис. 3 приведены изменения основных параметров ГТУ в момент осуществления перехода с газового на жидкое топливо (ЖТ), соответствующие описанному выше алгоритму, характерному для всех успешных переходов.

Анализ алгоритмов показал, что при выполнении процедуры предварительной подготовки (а именно, стравливания воздуха) уставка по времени,

заложенная в САУ, избыточна. Это приводит к колебаниям мощности в момент поступления топлива. В ответ на колебания мощности происходит изменение расхода газа. Такое поведение на некоторых режимах ухудшает условия воспламенения жидкого топлива и приводит к аварийным остановам по превышению разброса температуры уходящих газов.

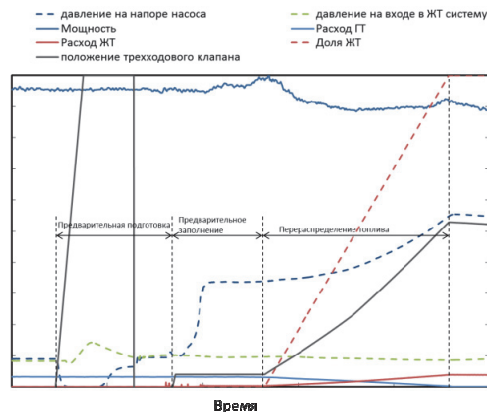


Рис. 3 Тренды основных параметров при переходе с газа на жидкое топливо

Сопоставление алгоритма успешных переходов с алгоритмами, выполняемыми при аварийных переходах выявило избыточное время предварительного заполнения, во время которого снижается расход газового топлива и ЖТ не успевает устойчиво воспламениться. Наблюдается погасание в ряде камер сгорания, которое сопровождается существенным разбросом температур выхлопа и аварийному останову ГТУ.

Данные выполненного анализа будут проверены при последующих испытаниях ГТУ.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Анализ архива испытаний ГТУ типа 6FA и документации на данный тип установок выявил причины аварийных переходов с газового на жидкое топливо: коксование и особенности работы САУ ГТУ.

Испытания ГТУ типа 6FA по оценке температурного состояния топливных подводов выявило высокие температуры их стенок.

Разработано ТУ для охлаждения топливных трубок на основе трубопровода спутника.

Анализ алгоритмов САУ выявил в случае аварийных переходов избыточное время предварительного заполнения системы ЖТ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Эксплуатационная документация ГТУ типа 6FA.
2. Теплопередача / В.П. Исаченко, В.А. Осипов, Ф.С. Сукомел. М.: Энергия, 1986

РАЗРАБОТКА КОНСТРУКЦИИ И МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОТЫ ВИХРЕВОЙ ПОВОРОТНОЙ ГОРЕЛКИ ДЛЯ КОТЛА БКЗ-210-140 ТОМСКОЙ ГРЭС-2.

ВВЕДЕНИЕ

Режимы работы пылеугольного котла регламентируются режимной картой, составленной по итогам опытного сжигания угля, и не учитывают возможное изменение характеристик поставляемого топлива в дальнейшем. В результате нередко возникают ситуации, когда при штатном режиме работы котла возникают проблемы. К ним относится, например, снижение эффективности выгорания топлива и снижение надежности работы металла поверхностей нагрева котла из-за их шлакования. Шлакование часто обусловлено тем, что для сжигания поступает топливо с характеристиками, отличающимися от проектных.

Описанные проблемы, включая шлакование поверхностей нагрева и трудности с поддержанием номинального значения температуры перегретого пара, имеют место на котле БКЗ-210-140 Томской ГРЭС-2. Одним из способов решения данных проблем является использование на котле поворотных горелок. Предварительные исследования показали, что применение поворотных горелок с диапазоном изменения направления факела $\pm 15^\circ$ позволит регулировать значение температуры газов на выходе из топки в широких пределах (90°C и выше).

1. РАЗРАБОТКА ТЕХНИЧЕСКИХ РЕШЕНИЙ ПО ВИХРЕВОЙ ПОВОРОТНОЙ ГОРЕЛКЕ

Паровой котёл БКЗ-210-140-9 Томской ГРЭС-2 – однобарабанный, вертикально-водотрубный с естественной циркуляцией, предназначен для выработки пара при сжигании каменных и бурых углей с твёрдым шлакоудалением. Проектным топливом для котла является кузнецкий уголь марки Д, характеризующийся достаточно широким диапазоном колебания основных характеристик (влажность, зольность, теплота сгорания).

Расчёты с использованием программы Boiler Design показали, что температура газов на выходе из топки при существенном изменении характеристик угля может колебаться в диапазоне 104°C при 100% нагрузке и в диапазоне 81°C при 50% нагрузке. Анализ результатов расчётов позволяют сделать вывод о том, что регулирование вектора направления факела на выходе из горелки на $\pm 15^\circ$ оказывается эффективным решением проблемы, обеспечивая диапазон корректировки температуры газов на уровне 90°C .

С учётом существующих рекомендаций [1] по результатам анализа текущих условий работы котла БКЗ-210-140 Томской ГРЭС-2 были разработаны

технические решения по конструкции вихревой поворотной горелки, предназначенной для сжигания угольной пыли, а также природного газа и мазута. Конструкция горелки представлена на рис. 1. Горелка включает в себя центральный канал для размещения запального устройства и мазутной форсунки, один канал подачи аэросмеси и один канал подачи вторичного воздуха. Также предусмотрен коллектор подвода природного газа и газораздающие трубки.

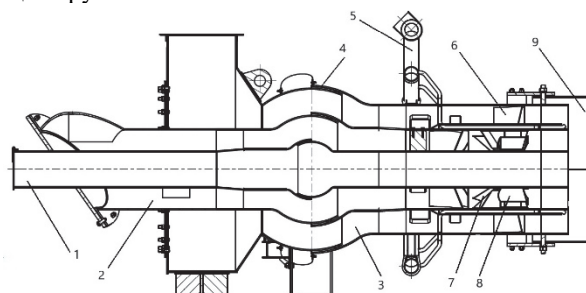


Рис. 1. Боковой вид горелки в разрезе: 1 – центральный канал (место размещения запального устройства и мазутной форсунки); 2 – канал подачи аэросмеси; 3 – канал подачи вторичного воздуха; 4 – узел сопряжения статичной и поворотной частей горелки; 5 – газовый коллектор; 6 – аксиальный лопаточный аппарат канала вторичного воздуха; 7 – аксиальный лопаточный аппарат канала аэросмеси; 8 – рассекатели потока аэросмеси; 9 – выходная насадка для горизонтального поворота.

Наличие рассекателей потока в канале аэросмеси формирует на выходе в топку асимметричную форму струй, вследствие чего частицы твёрдого топлива концентрируются на границе струи первичного воздуха, что обеспечивает контакт этих частиц напрямую с поджигающими высокотемпературными газовыми вихрями. В результате воспламенение угольной пыли происходит при пониженной концентрации O_2 , что приводит к снижению эмиссии топливных оксидов азота NO_x [2].

Выходная часть горелки выполняется поворотной, с возможностью поворота в диапазоне $\pm 15^\circ$ по вертикали и $\pm 5^\circ$ по горизонтали. Для поворота горелки в вертикальной плоскости используется гидравлическая станция, оснащённая двумя гидравлическими цилиндрами. Поворот горелки в горизонтальной плоскости осуществляется с помощью механизма электрического прямоходного (МЭП), устанавливаемого сбоку горелки и соединённого с помощью тяги с жаропрочной поворотной насадкой. Устройство поворотной системы горелки показано на рис. 2.

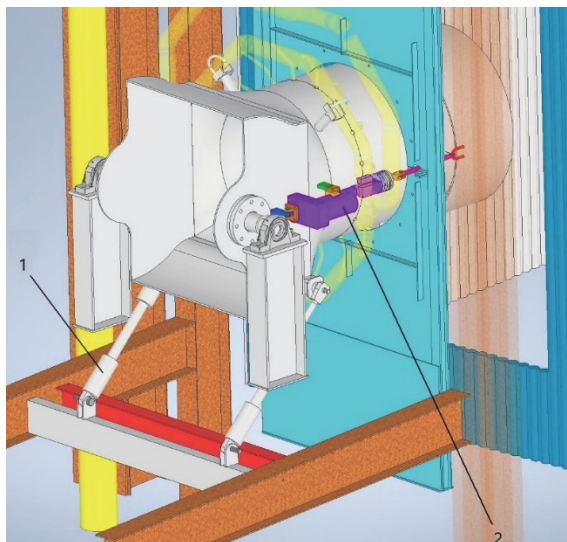


Рис. 2. 3D-модель поворотной системы горелки: 1 – гидрорцилиндр; 2 – МЭП.

2. МОДЕЛИРОВАНИЕ ТОПОЧНОГО ПРОЦЕССА С ПОВОРОТНЫМИ ГОРЕЛКАМИ В ПРОГРАММЕ ANSYS FLUENT.

Расчётные исследования топочного процесса в котле БКЗ-210-140 с использованием программы Ansys Fluent показывают, что замена горелок на котле приводит к повышению эффективности сжигания за счёт улучшения аэродинамической картины в топке и снижения потерь с недожогом. Изменение вектора начального участка факела на $\pm 15^\circ$ позволяет обеспечить диапазон регулирования температуры газов на выходе из топки на уровне 100-120 $^\circ\text{C}$. Графически результаты моделирования представлены на рис. 3-4.

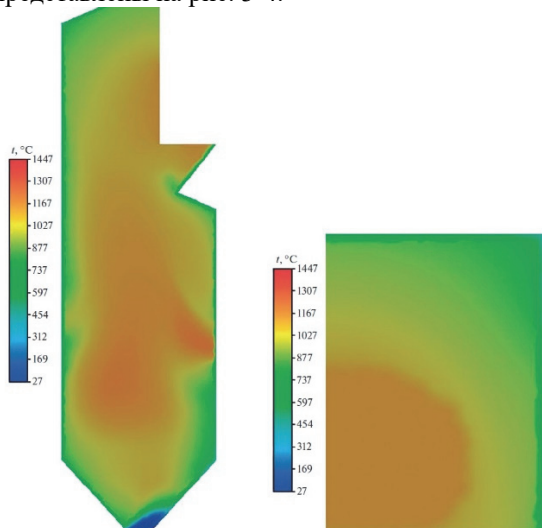


Рис. 3. Поле температур при угле поворота горелки 0° в поперечном сечении топки и в выходном окне топки.

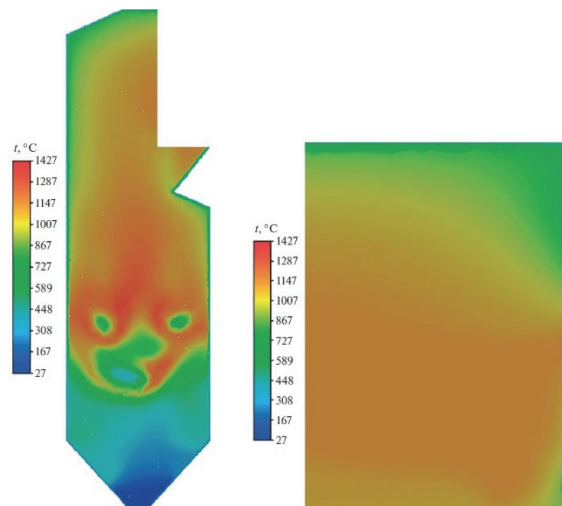


Рис. 4. Поле температур при угле поворота горелки $+15^\circ$ в поперечном сечении топки и в выходном окне топки.

3. ИЗГОТОВЛЕНИЕ И ОПРОБОВАНИЕ ГОЛОВНОГО ОБРАЗЦА ГОРЕЛКИ

В 2023г головной образец поворотной горелки был изготовлен ОАО «ВТИ» и установлен на котле БКЗ-210-140 Томской ГРЭС-2. Вид поворотной горелки, установленной на котле, показан на рис. 5.



Рис. 5. Головной образец поворотной горелки.

Первый этап испытаний горелки прошёл в конце 2023г. Было зафиксировано стабильное сжигание в горелке как газа, так и угольной пыли. В ходе эксплуатации был выявлен ряд факторов, ограничивающих проектный диапазон угла поворота горелки. Но даже в этих условиях отмечено влияние поворота горелки на распределение температур в топке и как следствие – на значение температуры перегретого пара (при повороте вверх возникает тренд к росту $t_{\text{пс}}$, при повороте вниз – обратная тенденция).

Второй этап испытаний запланирован на конец 2024г.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Методические** указания по проектированию топочных устройств энергетических котлов // Санкт-Петербург. 1996.
2. **Сосин Д.В.**, Рыжий И.А., Штегман А.В., Котлер В.Р. Успешная реконструкция котла П-57 блока 500 МВт Троицкой ГРЭС // Энергетик. 2014. № 4. С. 34–38.

ОПТИМИЗАЦИЯ МЕТОДОВ РЕШЕНИЯ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ НА ОСНОВЕ МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕПЛООБМЕННЫХ АППАРАТОВ

ВВЕДЕНИЕ

В современном конкурентном мире промышленным предприятиям необходимо находить новые способы повышения эффективности и сокращения затрат. Моделирование стало мощным инструментом, который может помочь предприятиям оптимизировать свои операции, снизить риски и принимать обоснованные решения.

Моделирование - это процесс создания упрощенного представления реальной системы. Модели могут быть физическими, математическими или компьютерными. Они используются для изучения поведения системы и прогнозирования ее результатов.

Моделирование может быть трудоемким и дорогостоящим процессом. Оптимизация моделей может помочь сократить время и ресурсы, необходимые для их построения и запуска.

Цель данной научной работы заключается в проведении всестороннего анализа существующих методов решения дифференциальных уравнений термодинамики с целью выявления наиболее эффективного подхода, позволяющего минимизировать вычислительные затраты и повысить точность получаемых результатов.

1. РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ

В рамках данного исследования, была разработана расчетная модель теплообменника со спирально навитыми трубками с использованием отечественного программного комплекса SimInTech, состоящая из двух каналов, двух граничных узлов, подпитки и теплового элемента [1].

Полученная модель была проверена с проектными данными существующих кожухотрубных теплообменников, применяемых в системах продувки и дренажей парогенераторов энергоблоков №1 и №2 Нововоронежской АЭС-2.

Верификация модели была успешно выполнена и погрешность расчетов составила 1,4%.

Расчетная модель представлена на рисунке 1.

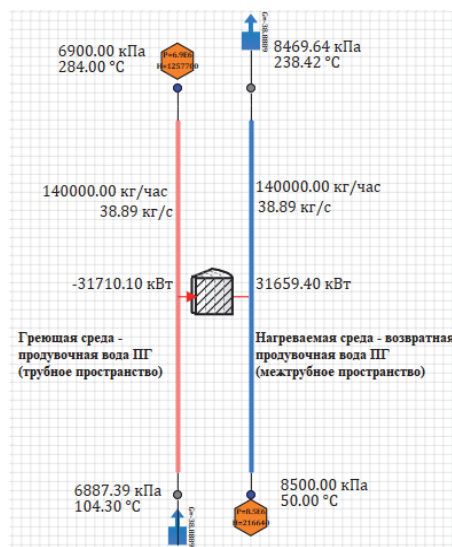


Рис. 1. Расчетная модель теплообменника в SimInTech

1.1 Математический аппарат

Для определения теплогидравлических параметров модель решает систему взаимосвязанных уравнений [2], описывающих законы сохранения массы:

$$\left(\left(\frac{\partial \rho}{\partial P} \right)_h + \frac{\rho}{S} \cdot \frac{\partial S}{\partial P} \right) \cdot \frac{\partial P}{\partial \tau} = \frac{1}{V} \cdot [G_j - G_{j+1}] - \left(\frac{\partial \rho}{\partial h} \right)_P \cdot \frac{\partial h}{\partial \tau} \quad (1)$$

энергии:

$$\rho \cdot \frac{\partial h}{\partial \tau} + \frac{G}{S} \cdot \frac{\partial h}{\partial x} - \left(\frac{\partial P}{\partial \tau} + V \cdot \frac{\partial P}{\partial x} \right) = Q - \left(\frac{\partial W_x}{\partial x} + \frac{\partial W_y}{y} \right) \quad (2)$$

где $\left(\frac{\partial \rho}{\partial P} \right)_h$ – частная производная плотности жидкости по давлению при постоянной энтальпии; ρ – плотность жидкости; V – объем расчетной ячейки; S – площадь проходного сечения канала; G_j – массовый расход жидкости в левой гидравлической связи; G_{j+1} – массовый расход жидкости в правой гидравлической связи; $\frac{\partial S}{\partial P}$ – приведенная характеристика жесткости стенок канала (частная производная площади поперечного сечения по давлению жидкости); τ – время; w_j – весовой множитель; h – удельная энтальпия жидкости.

2. ОПИСАНИЕ МЕТОДОВ РЕШЕНИЯ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ

В данной работе будем рассматривать 3 метода решения уравнений:

2.1 Адаптивный неявный метод

Адаптивный неявный метод построен на основе метода трапеций, формула которого имеет вид:

$$x_{m+1} = x_m + \frac{h}{2}(x'_m + x'_{m+1}) \quad (4)$$

Выполняя один шаг величиной h , получим $x_{m+1}(h)$, а выполняя два шага величиной $h/2$, получим $x_{m+1}(h/2)$. Далее вычисляется вектор покомпонентных оценок наибольшего собственного значения.

$$z = h \frac{x'_{m+1}(h/2) - x'_{m+1}(h)}{x_{m+1}(h/2) - x_{m+1}(h)} \quad (5)$$

Который используется в заключительной расчетной формуле:

$$x_{m+1} = x_{m+1}(h/2) + c\delta x_{m+1} \quad (6)$$

где $c = 0,33$ при $z > -4$, или $c = -0,5$, при $z \leq -4$;

$$\delta x_{m+1} = x_{m+1}(h/2) - x_{m+1}(h)$$

Порядок метода изменяется от 2-го до 4-го, в зависимости от жесткости задачи [3,4].

2.2 Метод Эйлера

Является простейшим методом интегрирования ОДУ, он имеет 1-й порядок и задается расчетной формулой:

$$x_{m+1} = x_m + h \cdot f(t_m, x_m) \quad (3)$$

2.3 Метод операционного исчисления

Суть операционного исчисления состоит в том, что функции $f(t)$ действительного переменного t ставится в соответствие определенная функция $F(p)$ комплексного переменного p .

При выполнении некоторых условий, накладываемых на функцию $f(t)$, такое соответствие является взаимно однозначным, то есть каждой функции $f(t)$, удовлетворяющей таким условиям, соответствует единственная функция $F(p)$, и наоборот, каждой функции $F(p)$ соответствует единственная функция $f(t)$.

При этом оказывается, что операциям дифференцирования и интегрирования функций $f(t)$ соответствуют операции умножения и деления функций $F(p)$ на переменную p .

В результате этого становится возможным свести решение, скажем, системы дифференциальных уравнений для функций $f(t)$ к решению системы алгебраических уравнений для функций $F(p)$. Затем, по найденным решениям $F(p)$ алгебраической системы, можно найти соответствующие им функ-

ции $f(t)$, которые и будут решениями исходной системы дифференциальных уравнений.

Таким образом, мы сводим более сложную задачу отыскания решений системы дифференциальных уравнений к более простой задаче отыскания решений алгебраической системы уравнений [5,6].

Суть операционного исчисления состоит в том, что функции $f(t)$ действительного переменного t ставится в соответствие определенная функция $F(p)$ комплексного переменного p .

Схема применения операционного исчисления представлена на рисунке 2.

Схема применения операционного исчисления

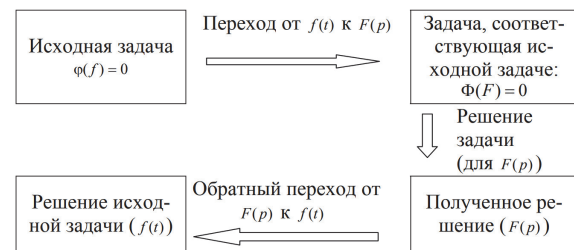


Рис. 2. Схема применения операционного исчисления

2.4 Выводы по описанным методам

При исследовании решения дифференциальных уравнений законов сохранения массы и энергии с использованием трех различных методов, был сделан следующий вывод.

Метод Эйлера представляет собой вычислительно эффективный подход, который особенно хорошо подходит для решения задач теплообмена с относительно простой геометрией и граничными условиями. Хотя этот метод может не обеспечивать высочайшего уровня точности по сравнению с другими методами, его главное преимущество заключается в низких требованиях к вычислительным ресурсам. Эта особенность делает метод Эйлера привлекательным выбором для решения задач теплообмена с умеренным уровнем сложности.

Операционный метод приобрел большое значение при решении линейных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами.

Также преимущества операционного метода в следующем:

1) учитываются начальные условия при записи уравнений в изображениях;

2) можно найти не только частное, но и общее решение уравнения;

3) применение возможно для неоднородных уравнений с широким спектром кусочно – непрерывных функций и функций, заданных графически в правой части уравнения;

4) можно применять для решения уравнений с переменными коэффициентами, уравнений в частных производных, интегральных и интегро-дифференциальных уравнений.

Неявный метод с адаптивным шагом по времени и удвоением шага - это метод численного интегрирования, который использует меньшие времен-

ные шаги для более точных решений и автоматически корректирует временной шаг в соответствии с ошибкой. Этот подход особенно полезен для решения жестких дифференциальных уравнений, где традиционные методы с фиксированным временным шагом могут приводить к большим ошибкам или требовать значительного количества вычислительного времени.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, автором работы была успешно разработана и верифицирована расчетная модель, которая являлась фундаментом для выявления и сравнения метод решения дифференциальных уравнений.

Можно сделать вывод о том, что выбор наиболее подходящего метода решения дифференциальных уравнений зависит от конкретной задачи и ее требований к точности и вычислительной эффективности.

Результаты данного исследования предоставляют ценные рекомендации для исследователей и практиков, позволяя им принимать обоснованные решения при выборе метода решения для различных задач теплообмена.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Гортышов Ю.Ф.** Теплогидравлическая эффективность перспективных способов интенсификации теплоотдачи в каналах теплообменного оборудования. Казань: Изд-во КГТУ; 2009. 530 с.
2. **Яуров С.В., Галиев К.Ф., Боровой А.В., Вольнов А.С.** Опыт ввода в эксплуатацию системы продувки парогенераторов проекта АЭС-2006 (РУ В-392М). Известия вузов. Ядерная энергетика. 2017;3:151–161.
3. **Хабаров С.П. Шилкина М.Л.** Основы моделирования технических систем. Среда SimInTech: учебное пособие. Санкт-Петербург: 1-е изд.; 2022. 120 с.
4. **Щекатуров А.М. Корсаков А.Р.** Методика моделирования динамики паротурбинной установки. Среда SimInTech: учебное пособие. Санкт-Петербург: 1-е изд.; 2022. 242 с.
5. **Краснов, М. Л.** Функции комплексного переменного. Операционное исчисление. Теория устойчивости: учебное пособие /М. Л. Краснов, А. И. Киселев, Г. И. Макаренко. – М.: Наука, 1981. – 304 с.
6. **Пискунов, Н. С.** Дифференциальное и интегральное исчисления: учебное пособие для вузов: в 2 т. / Н. С. Пискунов. – М.: Интеграл-Пресс, 2004. – Т. 2. – 544 с.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ УСТАНОВОК ОБРАТНОГО ОСМОСА НА ТЭС

В последние 30 лет в качестве первичного обессоливания подпиточной воды на предприятиях химической, нефтехимической, теплоэнергетической отраслей активно применяются промышленные установки обратного осмоса, построенные на мембранных элементах типоразмера 8040. Установки обратного осмоса являются установками непрерывного обессоливания с периодическим отключением для очистки химическими реагентами. В отличие от традиционных схем обессоливания на основе ионообменных фильтров, установки обратного осмоса обладают рядом преимуществ [1]:

- они являются оборудованием непрерывного действия;
- химические реагенты требуются только для очистки поверхности мембраны от отложений и загрязнений снижающих ее проницаемость;
- они не приносят в сбрасываемый поток концентрата дополнительных по сравнению с исходной водой загрязнителей.

Но, по сравнению с ионообменными фильтрами, имеют и несколько недостатков:

- обратный осмос целесообразно применять в качестве первой и второй ступени деминерализации с получением фильтрата качества не менее 0,5-1 мкСм/см;
- объем сбрасываемого концентрата от установок обратного осмоса заметно выше, чем объем сточных вод от ионообменных фильтров;
- установки обратного осмоса требуют более тщательной предварительной подготовки исходной воды, оптимально использование процесса ультрафильтрации для решения этой задачи.

Тем не менее, в 2020 году общая мощность станций опреснения и обессоливания достигла 100 000 м³/ч, 65% которых построены на основе обратного осмоса [2]. Одной из основных проблем, с которыми сталкиваются при использовании обратного осмоса – сравнительно большое количество сточным вод в виде концентрата: от 25 до 50%. Сокращение расхода воды на собственные нужды является актуальной задачей на вновь проектируемых и работающих системах водоподготовки.

Существуют разные способы утилизации обратноосмотического концентрата – накопление в специально обустроенных водоёмах, закачка в подземные скважины, отведение на специальные маты для испарения и прочие [3]. В последнее время активно развиваются две концепции к уменьшению жидких стоков – концепция минимального

жидкого сброса и концепция нулевого жидкого сброса. В первом случае минимизируется количество сточных вод, отводимых в окружающую среду. Во втором случае жидкий сток отсутствует вовсе, все минеральные примеси выводятся в виде твёрдых солей, а жидкая фаза используется повторно в технологическом процессе.

Для сокращения объема концентрата можно использовать несколько установок обратного осмоса для многоступенчатого концентрирования или более сложные процессы обратного осмоса полупериодического (semi-batch reverse osmosis) или периодического действия (batch reverse osmosis), вибрационные установки обратного осмоса, установки обратного осмоса с пульсирующим потоком (pulse-flow reverse osmosis), обратный осмос с понижением осмотического давления за счет прямого осмоса (osmotically assisted reverse osmosis) и другие. Однако, наиболее распространенный непрерывный обратный осмос, установки на базе которого составляют более 99% всех установок в нашей стране, зачастую недооценены по своим возможностям в части увеличения степени извлечения пермеата и снижения потока концентрата.

При работе мембранных элементов, среди прочих технологических параметров, необходимо поддерживать определенный минимальный поток воды над поверхностью мембраны в каналах концентрирования, который препятствует формированию отложений на поверхности мембраны и минимизирует концентрационную поляризацию. Производители мембранных элементов указывают минимальный поток на уровне 3,5 – 4 м³/ч для поверхностной воды [4, 5]. Но, также, необходимо и не превышать допустимый выход фильтрата на отдельно взятом мембранном элементе. Так, для поверхностной воды, подаваемой на УОО первой ступени производители мембранных элементов допускают максимальный выход фильтрата 15 % на каждом элементе. Для соблюдения этих значений в установке предусматривают линию рециркуляции концентрата, необходимость в которой отпадает при производительности установок более 20 м³/ч по пермеату т.к. выполняются указанные выше условия. Так, если принять средний поток фильтрата с одного промышленного мембранного элемента 0,9 м³/ч, то необходимый поток концентрата, исходя из указанных выше предпосылок составит 5,1 м³/ч или выше.

Используя полученное значение минимального потока концентрата на выходе из каждого последнего мембранного элемента было проведено моделирование рабочих параметров промышленной двухступенчатой установки обратного осмоса, работающей на воде разного солевого состава с общим солесодержанием 195 мг/л, 490 мг/л и 1877 мг/л соотв. Для достижения необходимого потока концентрата на первой ступени, начиная со степени отбора пермеата в 80% был введен поток рециркуляции. На второй ступени поток рециркуляции не вводили. При моделировании, степень отбора фильтрата на первой ступени варьировалась от 65% до 90%.

Из полученных зависимостей удельной электропроводности фильтрата первой и второй ступени в зависимости от степени отбора пермеата на первой ступени видно, что с ростом степени отбора значение УЭП закономерно растет, после введения рециркуляции – растет нелинейно.

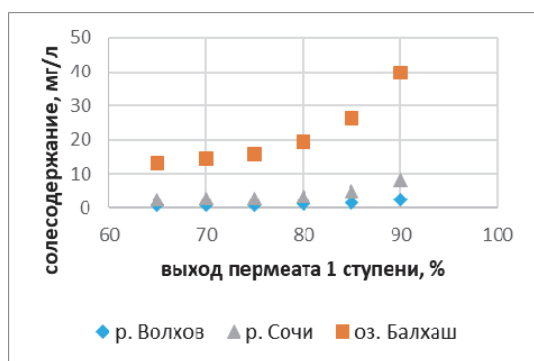


Рис. 1. Зависимость солесодержания первой ступени УОО от выхода пермеата первой ступени.

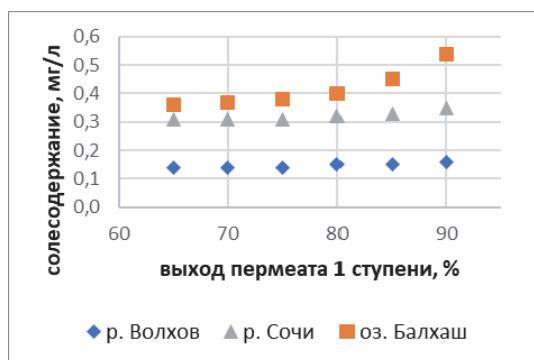


Рис. 2. Зависимость солесодержания второй ступени УОО от выхода пермеата первой ступени.

Результаты моделирования показывают, что вторая ступень УОО является «нормирующей» и обеспечивает высокое, практически не меняющееся качество пермеата при изменении выхода фильтрата на первой ступени в широком диапазоне – на самой «сложной» исходной воде солесодержание пермеата второй ступени увеличивается с 0,36 мг/л до 0,54 мг/л во всем исследуемом диапазоне выхода фильтрата.

Таким образом, добавление относительно небольшого (до 10-15% от исходной воды) потока

рециркуляции по линии концентрата в промышленные установки обратного осмоса позволяет сократить потребление исходной воды до 20% при практически неизменном качестве пермеата.

Данное техническое решение позволяет:

- 1) сократить потребление исходной воды до 20%;
- 2) сократить капитальные и эксплуатационные затраты на систему предварительной очистки воды
- 3) сократить объем сбросного концентрата первой ступени на величину до 60%, что является актуальной задачей как в обычных схемах, так и в бессточных системах обессоливания.

При выборе значения выхода пермеата необходимо соблюдать эксплуатационные ограничения производителя мембран по потокам исходной воды, пермеата и концентрата на каждом модуле, обеспечивать стабильность труднорастворимых веществ на последнем элементе, контролировать содержание коллоидных частиц в исходной воде.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. А. А. Пантелеев, Б. Е. Рябчиков, О. В. Хоружий, С. Л. Громов, А. Р. Сидоров. Технологии мембранного разделения в промышленной водоподготовке. М. ДеЛи плюс, 2012 г. – 429 стр.
2. Curto, D.; Franzitta, V.; Guercio, A. A Review of the Water Desalination Technologies // Applied Sciences. 2021, 11, No. 2. P. 670.
3. S. Khan. Management of concentrated waste streams from high-pressure membrane water treatment systems // Critical Reviews In Environmental Science and Technology. 2009, No 39 (5), P. 367-415.
4. Элементы мембранные рулонные серии RO и NF. Техническое описание и инструкция по эксплуатации // URL: https://membranium.com/pdf/bto/ie_2_ver14_oo_nf.pdf (дата обращения 01.02.2024).
5. FilmTec™ Reverse Osmosis Membranes Technical Manual // URL: <https://www.dupont.com/content/dam/dupont/amer/us/en/water-solutions/public/documents/en/RO-NF-FilmTec-Manual-45-D01504-en.pdf> (дата обращения 25.01.2024).

ПРИМЕНЕНИЕ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ОСВЕТИТЕЛЕЙ ДЛЯ ПОДГОТОВКИ ПИТАТЕЛЬНОЙ ВОДЫ НА ТЭС

ВВЕДЕНИЕ

В последние 10 лет компания МЕДИАНА-ФИЛЬТР проводила большой объём работ по созданию промышленных высокоскоростных осветлителей, завершившихся созданием линейки оборудования под маркой «Пульсар». В настоящее время данные осветлители эксплуатируются на Нижнекамской ТЭЦ-1 и ТЭЦ-ЭВС ПАО «Северсталь». Планируется их установка на ряд объектов.

При изучении данной технологии было выявлено, что одним из ключевых параметров успешной эффективной работы оборудования является подбор пары коагулянт-флокулянт. Наибольшее распространение получили коагулянты на основе солей алюминия и железа, сульфат алюминия, полиоксихлорид алюминия (далее - ПОХА), хлорид железа трёхвалентный [1].

1. ПОДБОР ПАРЫ «КОАГУЛЯНТ-ФЛОКУЛЯНТ»

Первоначальные испытания осветлителя «Пульсар» на Нижнекамской ТЭЦ-1 проводились на полиоксихлориде алюминия. Определялась минимальная доза коагулянта, при которой наблюдалось бы устойчивое хлопьеобразование. Подбор дозы осуществлялся на воде, отобранной из трубопровода перед осветлителем. Для проведения исследования был приготовлен раствор коагулянта с концентрацией 0,1 % по алюминию, в качестве исходного вещества использовался коагулянт ПОХА (Аква-Аурат 30) с содержанием Al_2O_3 – 30 %.

Таблица 1. Данные анализа проб воды после пробных коагуляций с ПОХА

№ пробы	Доза коагулянта, мг	pH	Окисляемость, мг O_2 /л	Алюминий, мг/л
Исходная	0	8,01	8,32	0,098
№4	7	6,88	3,20	0,048
№5	8	6,82	3,16	0,032
№6	9	6,77	3,12	0,038
№7	10	6,73	3,21	0,045

Согласно данным пробной коагуляции опорная доза для проведения коагуляционной обработки с применением ПОХА составила 7 мг/л, при этом съём органики составил более 60 %.

На основании данных предварительных исследований для проведения пилотных испытаний был выбран флокулянт Praestol 2515 с опорной дозой 0,5-0,6 мг/л [2].

В результате обработки исходной воды на осветлителе «Пульсар» съём окисляемости составил более 60 %, железа – более 85 %, кремниевой кислоты приблизительно 20 %, взвешенных веществ – более 80 %, цветности более 85 %. Содержание остаточного алюминия в осветленной воде составило 0,088 мг/л.

Однако в растворе присутствовало значительное количество микровзвеси, хлопья были достаточно рыхлыми. Поэтому далее использовали более «тяжёлый» флокулянт Praestol 2530. Это позволило получить более плотные, хорошо оседающие хлопья, а доза флокулянта сократилась до 0,4 мг/л. Абсолютное значение взвешенных веществ в исходной воде уменьшилось с 1,3 мг/л до 0,5 мг/л.

Данная пара коагулянт-флокулянт была рекомендована к применению в проектной схеме. Однако в силу работы большей части имеющихся осветлителей на железном коагулянте, в целях оптимизации процесса обработки осадков было

решено проверить работу осветлителя «Пульсар» на хлорном железе. В процессе испытаний было установлено, что съём окисляемости несколько ухудшился и составил 50-55 %, при дозе коагулянта 9 мг/л в пересчёте на железо, что, впрочем, было ожидаемо. Однако значение окисляемости не превысило 5 мг/л.

В связи с кристаллической структурой осадка флокулянт Praestol 2530 оказался не пригоден, так как образовывал плотные хлопья, которые не разбивались в колонне разделения, что приводило к существенным потерям микропеска. Были опробованы флокулянты Praestol 2515 и Praestol 2500, из которых первый показал наилучшие результаты и был принят к применению.

В настоящее время на осветлителях «Пульсар-200» Нижнекамской ТЭЦ-1 используется хлорное железо в паре с флокулянтом Praestol 2515.

Для подачи на ВПУ ТЭЦ ЭВС 2 ПАО «Северсталь» используется вода из реки Шексна. Это высокоцветная, маломутная вода, с содержанием взвешенных веществ до 3 мг/л, с высоким содержанием растворённых органических веществ (окисляемость по данным центральной лаборатории ТЭЦ ЭВС 2 может достигать 17 мг O_2 /дм³).

При испытаниях осветлителя типа «Пульсар» было использовано два типа коагулянта – ПОХА и сульфат алюминия и флокулянт Praestol 2515. Известно, что на цветных маломутных водах эффективность сульфата алюминия выше.

В процессе испытаний показано, что съём окисляемости на сульфате алюминия несколько выше 85 %, против 81 % соответственно [3].

Существенную роль в процессе работы осветлителя играет выделение из воды растворённых газов, цепляющихся к флокулам и увеличивающим вынос взвешенных веществ в фильтрат. На осветлителях «Пульсар», установленных на ВПУ ТЭЦ ЭВС 2, применены вакуумно-эжекционные воздухоотделители, позволившие удалять выделяющийся воздух, а также образующуюся в процессе коагуляции углекислоту, что положительно сказывается на процессе хлопьеобразования и осаждения.

Таблица 2. Показатели качества работы осветлителя

Показатель	Окисляемость, мг О ₂ /л	Цветность, гр.цв.	Вз. в-ва, мг/л	pH	Al, мг/л
Исходная	13	141	7	7,6	-
Расход 6 м ³ /ч	3,6	12	2,1	6,9	0,121/0,050
Расход 8 м ³ /ч	3,2	11	2,3	6,8	0,096/0,052
Расход 10 м ³ /ч	3,1	17	1,7	6,8	0,154/0,071
Расход 12 м ³ /ч	3,1	15	1,8	6,8	0,127/0,064
Расход 15 м ³ /ч	3,1	17	1,9	6,8	0,133/0,067
Расход 17 м ³ /ч	3,4	13	1,8	6,8	0,129/0,071

2. ПРОВЕРКА ВОЗМОЖНОСТИ РАБОТЫ ОСВЕТИТЕЛЯ НА ВОДЕ С ТЕМПЕРАТУРОЙ 6,5 °С, ПРИМЕНЕНИЕ В КАЧЕСТВЕ КОАГУЛЯНТА ПОХА

Дальнейшие исследования проводились с применением в качестве коагулянта ПОХА, с целью сопоставления результатов опорную дозу коагулянта оставили без изменений.

Таблица 3. Показатели качества работы осветлителя

Показатель	Окисляемость, мг О ₂ /л	Цветность, гр.цв.	Мутность, FAU	pH	Al, мг/л
Исходная	13,44	139	9	7,6	-
Расход 10 м ³ /ч	3,41	15	1,7	7,0	0,117/0,061
Расход 12 м ³ /ч	3,17	17	1,8	7,0	0,129/0,074
Расход 15 м ³ /ч	3,12	16	1,9	7,1	0,121/0,067
Расход 17 м ³ /ч	3,48	18	1,8	7,0	0,091/0,071

На основании данных таблиц показана возможность работы горизонтального осветлителя «Пульсар» на воде с температурой 5-7 °С. При этом в результате реагентной обработки происходило гарантированное снижение окисляемости обрабатываемой воды с 14 до 3,4 мг О₂/л, цветности со 144 до 15-17 градусов. При этом следует отметить, что снижение окисляемости, при обработке по действующей на ВЗУ технологи, происходило до 4 мг О₂/л, при более высокой дозе коагулянта 12-14 мг по чистому алюминию, в качестве коагулянта на ВЗУ применяется сульфат алюминия [2,3].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Показана возможность работы осветлителей «Пульсар» на различных типах коагулянтов и флокулянов. Определена необходимость подбора пары коагулянт-флокулянт для конкретных условий эксплуатации. Определены параметры, ухудшающие работу осветлителей и предложены варианты

3. ПРОВЕРКА ВОЗМОЖНОСТИ РАБОТЫ ОСВЕТИТЕЛЯ НА ВОДЕ С ТЕМПЕРАТУРОЙ 6,3 °С, ПРИМЕНЕНИЕ В КАЧЕСТВЕ КОАГУЛЯНТА СУЛЬФАТА АЛЮМИНИЯ

На первом этапе испытаний проверялась возможность обработки исходной воды по технологии «Пульсар» с применением в качестве коагулянта сульфата алюминия, без предварительного хлорирования и подщелачивания.

На основании данных пробной коагуляции опорная доза сульфата алюминия составила 10 мг/л (в пересчете на чистый алюминий), доза флокулянта Praestol 2515 – 0,8 мг/л.

Через 30 минут после смены коагулянта, при расходе 10 м³/ч в зоне отстойника произошло заметное снижение взвешенных веществ по сравнению с работой на том же расходе с сульфатом алюминия. Данный эффект обусловлен тем, что при коагуляции с применением сульфата алюминия образуются более аморфные хлопья, подверженные разрушению в процессе перемешивания в 3-й камере осветлителя.

решения возникающих проблем. Показана возможность работы осветлителей «Пульсар» на холодной воде.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гизатуллин А.З., Касаточкин А.С., Ларионов С.Ю., Олюнин С.Ю., Пантелеев А.А., Рябчиков Б.Е. Исследование и оптимизация конструктивных и технологических параметров промышленных горизонтальных осветлителей. Часть 1 // Новое в российской электроэнергетике. 2020. № 3. С. 37-50.
2. Жадан А.В., Касаточкин А.С., Ларионов С.Ю., Пантелеев А.А., Рябчиков Б.Е., Явтушенко М.В. Испытание опытно-промышленной установки интенсифицированной коагуляционной очистки «ИКО-Р» // ВСТ. 2016. № 2. С. 44-50.
3. Жадан А.В., Касаточкин А.С., Ларионов С.Ю., Пантелеев А.А., Рябчиков Б.Е. Испытание опытно-промышленного высокоскоростного тонкослойного осветлителя ВТИ-М с микропеском // ВСТ. 2016. № 5. С. 59-67.

ПОВЫШЕНИЕ БЕЗОПАСНОСТИ РАБОТЫ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ ТЭС И АЭС ПУТЕМ СНИЖЕНИЯ ШУМА АКУСТИЧЕСКИМ ЭКРАНОМ С НАДСТРОЙКОЙ

ВВЕДЕНИЕ

Повышение безопасности работы теплоэнергетического оборудования ТЭС и АЭС путем использования мероприятий по снижению шума является актуальной задачей. Штатная эксплуатация теплоэнергетического оборудования ТЭС и АЭС связана с повышенным шумоизлучением, которое приводит к превышению допустимых санитарных норм около работающего оборудования [1] так и на границе санитарно-защитной зоны [2]. Одним из способов уменьшения шума теплоэнергетического оборудования является использование экранов [3]. Различные факторы позволяют увеличить акустическую эффективность экранов [4-9], в том числе использование надстроек над экранами в виде антидифрактора. В настоящее время отсутствуют данные по влиянию высоты экрана и его положения на относительно кромки экрана на акустическую эффективность экрана. Последнее обстоятельство имеет важную практическую ценность и определяет целесообразность использования экрана с антидифрактором при разработке мероприятий по снижению шума теплоэнергетического оборудования.

В настоящей работе приведены результаты, позволяющие определить акустическую эффективность надстройки в виде антидифрактора в зависимости от высоты экрана и его положения относительно кромки экрана.

1. ОПИСАНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ

Акустические свойства антидифрактора определены в результате математического моделирования в программе COMSOL Multiphysics. Для выполнения моделирования в программе построена 2D модель тонкого экрана бесконечной длины с антидифрактором, расположенным на верхней кромке. Расчётная область представляет собой окружность диаметром 80 м. Расчётная модель была выполнена аналогично приведенным в [6-7]. Антидифрактор представляет собой цилиндр, заполненный звукопоглощающим материалом. В качестве звукопоглощающего материала рассмотрена минеральная вата плотностью 40 кг/м^3 . Акустические свойства материала описаны с помощью модели Делани-Базли. Сопротивление продуванию материала составляет $10000 \text{ Па}\cdot\text{с/м}^2$. Пористость материала равна 95%. Для защиты звукопоглощающего материала от выдувания в модели предусмотрена установка перфорированного листа. Тол-

щина перфорированного листа составляет 2 мм, диаметр отверстий – 10 мм, коэффициент перфорации – 30%. Для моделирования листа использовано условие перфорированной тонкой пластины. Диаметр антидифрактора составляет $D_{\text{ант}}=0,5 \text{ м}$.

В статье исследованы высоты экрана 0,5; 1; 1,5; 2; 3; 4 и 5 м с углами установки антидифрактора относительно верхней кромки экрана: $\alpha_{\text{уст}}=0^\circ$; 90° и 180° . На рис.1 показано расположение надстроек: при угле установки $\alpha_{\text{уст}}=0^\circ$ антидифрактор обращен в сторону источника шума (рис.1 а), при угле $\alpha_{\text{уст}}=90^\circ$ надстройка расположена на верхней кромке экрана (рис.1 б), а при угле установки $\alpha_{\text{уст}}=180^\circ$ – в сторону расчётной точки (рис.1 в). При этом при углах $\alpha_{\text{уст}}=0^\circ$ и $\alpha_{\text{уст}}=180^\circ$ антидифрактор находится выше верхней кромки экрана на величину $D_{\text{ант}}/2$, а при угле $\alpha_{\text{уст}}=90^\circ$ – на величину $D_{\text{ант}}$.

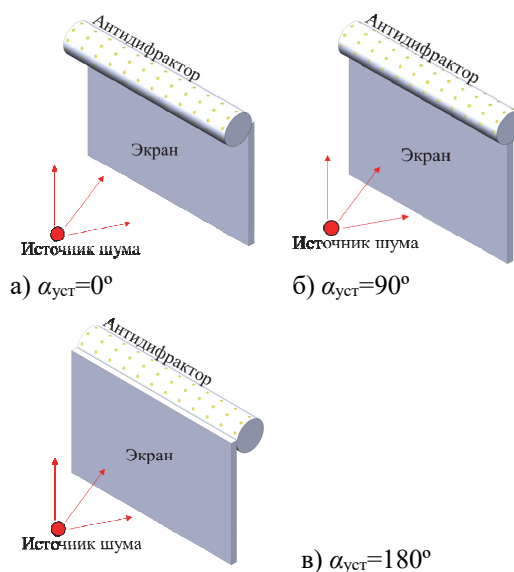


Рис. 1. Варианты установки антидифрактора относительно верхней кромки экрана

Расстояние между источником шума и экраном S_1 не изменяется и составляет 5 м. Расчётные точки расположены за экраном с шагом 0,1 м. Высота расположения расчётных точек и источника шума равна 0 м.

Расчёты выполнены в октавных полосах со среднегеометрическими частотами 31,5-2000 Гц. Для выполнения моделирования построена треугольная сетка. Размер элементов сетки выбран по рекомендациям, согласно которым необходимо

принимать 5 элементов на длину волны. Минимальная длина волны определяется среднегеометрической частотой 2000 Гц. Размер ячейки составляет 0,02 м.

Основной задачей моделирования является определение уровней звукового давления в расчётных точках, расположенных за экраном, на основе которых рассчитываются значения акустической эффективности надстройки в виде антидифрактора.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Результаты расчетов показывают, что наблюдаются локальные максимумы акустической эффективности антидифрактора с углом установки $\alpha_{уст}=0^\circ$ для различных среднегеометрических частот во всех случаях возле экрана (до координаты $x=10$ м) вследствие интерференции звуковых волн. При дальнейшем увеличении координаты акустическая эффективность антидифрактора при различных высотах экрана остаётся постоянной. Увеличение высоты экрана от 1 до 5 м приводит к росту акустической эффективности надстройки в виде антидифрактора в диапазоне среднегеометрических частот 125-2000 Гц. Максимальный рост наблюдается на среднегеометрической частоте 2000 Гц и достигает 8,0 дБ. На среднегеометрических частотах 31,5 и 63 Гц эффективность антидифрактора при различных высотах экрана остаётся примерно одинаковой и не зависит от высоты экрана. Похожие зависимости получены для антидифрактора с углами установки $\alpha_{уст}=90^\circ$ и $\alpha_{уст}=180^\circ$.

На рис. 2 представлены значения акустической эффективности антидифрактора с различным углом установки в дБА от высоты экрана и его положения относительно кромки экрана.

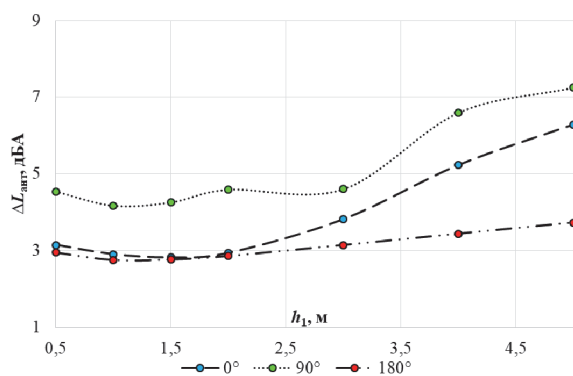


Рис. 2. Акустическая эффективность антидифрактора с различными углами установки в дБА от высоты экрана и его положения относительно кромки экрана

Во всём диапазоне изменения высоты экрана (от 0,5 до 5 м) максимальной акустической эффективностью обладает надстройка с углом установки $\alpha_{уст}=90^\circ$, а минимальной — с углом установки $\alpha_{уст}=180^\circ$. Наибольшее значение акустической эффективности надстройки наблюдается при высоте экрана 5 м и при $\alpha_{уст}=90^\circ$ составляет 7,3 дБА, а наименьшее значения при $\alpha_{уст}=180^\circ$ — 3,7 дБА.

Значения акустической эффективности антидифрактора с углами установки $\alpha_{уст}=0^\circ$ и $\alpha_{уст}=180^\circ$ в диапазоне высот экрана от 0,5 до 2 м примерно одинаковые. При увеличении высоты экрана от 2 до 5 м наибольшей эффективностью обладает надстройка с углом установки $\alpha_{уст}=0^\circ$, а наименьшей — с углом установки $\alpha_{уст}=180^\circ$. Максимальные значения акустической эффективности надстройки с углами установки $\alpha_{уст}=0^\circ$ и $\alpha_{уст}=180^\circ$ наблюдаются при высоте экрана 5 м и составляют 6,3 и 3,7 дБА соответственно.

При установке антидифрактора с углом $\alpha_{уст}=90^\circ$ на экран высотой 0,5-3 м акустическая эффективность надстройки остаётся приблизительно постоянной и составляет 4,2-4,6 дБА. В диапазоне высот экрана от 3 до 5 м эффективность антидифрактора возрастает 4,6 до 7,3 дБА.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Создана математическая модель, позволяющая рассчитывать акустическую эффективность экрана с надстройкой в виде антидифрактора в зависимости от высоты экрана и его положения относительно кромки экрана. Показано, что с увеличением высоты экрана больше 2 м акустическая эффективность антидифрактора увеличивается. Наибольшее значение акустической эффективности антидифрактора наблюдается при высоте экрана 5 м ($\alpha_{уст}=90^\circ$) и составляет 7,3 дБА. Полученные результаты следует учитывать при разработке мероприятий по снижению шума теплоэнергетического оборудования с помощью акустического экрана с надстройкой в виде антидифрактора.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СанПин 1.2.3685–21 "Гигиенические нормативы и требования к обеспечению безопасности и (или) безвредности для человека факторов среды обитания", Москва, 2021
2. СанПин 2.2.1/2.1.1.1200–03 Санитарно-защитные зоны и санитарная классификация предприятий, сооружений и иных объектов, Москва, 2007
3. Тупов В.Б. Факторы физического воздействия ТЭС на окружающую среду/ В.Б.Тупов.– М.– Издательский дом МЭИ, 2012.–284 с.
4. Иванов Н.И. Защита от шума и вибрации: учебник / Н.И. Иванов // СПб.: НИЦ АРТ., 2017.- 268 с,
5. Иванов Н.И. Защита от шума и вибрации/ Н.И. Иванов, А.Е. Шашурин – Печатный Цех, 2019.-284 с.
6. Тупов В.Б., Мухаметов А.Б. Влияние геометрических характеристик препятствий на снижение шума энергетического оборудования //Электрические станции. 2023. №2, С.52-57.
7. Тупов В.Б., Мухаметов А.Б. Влияние опорной поверхности на акустическую эффективность экрана // Noise Theory and Practice, 2023, 2 (9), С. 103-114
8. Тупов В.Б., Кузьминова С.А. Акустическая эффективность экранов для снижения шума от газораспределительных пунктов и их газопроводов // Вестник МЭИ. 2020. № 4. С. 81—88
9. Патент РФ № 220476 Устройство для снижения шума от оборудования. 29.06. 2023 //Тупов В.Б., Мухаметов А.Б.

СОЗДАНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ СИСТЕМ СПЕЦВОДООЧИСТКИ И ХИМВОДООЧИСТКИ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ПОЛНОМАСШТАБНЫХ ТРЕНАЖЕРОВ АЭС С РУ ВВЭР-1200

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время ГК «Росатом» сооружает все больше новых энергоблоков с реактором ВВЭР-1200 в России и за рубежом. В связи с этим фактом растет острая потребность в подготовке высококвалифицированных эксплуатационных кадров не только для главных систем управления АЭС, но и для систем, которые осуществляют поддерживающую функцию нормальной эксплуатации энергоблока. Таковыми системами являются блоки спецводоочистки и химводоочистки (далее СВО и ХВО – соответственно).

Поэтому основной задачей данной работы являлась модернизация теплогидравлического кода, при помощи создания модуля расчета химических процессов, а также создание единого адаптированного подхода к моделированию синергии теплофизических и химических параметров.

1. АКТУАЛЬНОСТЬ ИССЛЕДОВАНИЯ

1.1. Введение в проблематику

Одной из наиболее важных причин дестабилизации энергетических систем является влияние «человеческого фактора». Улучшение взаимодействия между эксплуатационным персоналом и оборудованием систем ВПУ (водоподготавливающих устройств) может быть достигнуто путем специального обучения работника.

В общем случае тренажеры необходимы для создания учебной обстановки, которую, в противном случае, пришлось бы обеспечивать в действующей системе, а также для отработки важных профессиональных навыков, приобретение которых в реальной обстановке достаточно сложно [1].

Примеры создания и применения тренажеров для персонала химических цехов АЭС ограничены. В этой связи возникает необходимость в создании индивидуальных тренажеров или программных комплексов, представляющих собой необходимый инструмент для обучения, последующего закрепления знаний путём их применения в различных ситуациях и контроля полученного в результате обучения опыта.

От выполнения норм водно-химического режима напрямую зависит надежность работы и срок службы большей части основного оборудования электростанции.

Круг вопросов, затрагивающих в обучающих курсах и программах-тренажерах химцеха АЭС следующий [2]:

1. Водоподготовка: процессы, оборудование, моделирование работы водоподготовительных установок (ВПУ), моделирование работы блочных обессоливающих установок стопроцентной конденсатоочистки (БОУ) и т.д.;
2. Различные водно-химические режимы (ВХР): процессы, нормы, системы химико-технологического мониторинга (СХТМ) и противоаварийные тренировки для персонала энергоблоков и т.д.;
3. Консервация оборудования, отмывки;

1.2. Цели исследования

Система подготовки и переподготовки персонала, предлагаемая в данном докладе построена на основе многолетнего опыта моделирования полномасштабных тренажеров, компанией АО «ИТЦ ДЖЭТ».

При выполнении данного исследования ставились следующие цели:

1. Детально изучить сегодняшнее состояние дел в области тренажеростроения применительно к энергетической области, и в особенности к химическим цехам АЭС;
2. На примере конкретных авторских разработок, входящих в тренажерный комплекс подготовки и переподготовки персонала химцехов АЭС, проиллюстрировать предложенные схемы и методики;

Статистика показывает, что около 60% от общего числа аварий и отказов энергетического оборудования связаны именно с водно-химическими вопросами.

2. ПРОВЕДЕНИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

2.1. Материалы и методы

Для моделирования систем химводоочистки и спецводоочистки применялись системные знания из области неорганической и физической химии, а также теплофизики ЯЭУ.

В качестве программной оболочки для создания модели, использовался ПК «Сапфир», теплогидравлический код CMS (Compressible Media Solver), а также интегрированная программная система EUSDS.

Расчетный код CMS разработан АО «ИТЦ ДЖЭТ» для динамических расчётов теплогидравлических систем в реальном масштабе времени.

ПК «Сапфир» является графической средой сквозного моделирования крупных расчетных процессов.

Интегрированная программная система EUSDS поддерживает документирование, разработку, выполнение в режиме реального времени и тестирование всего программного обеспечения (ПО) тренажера.

В качестве исходных данных для моделирования систем ХВО и СВО были приняты технологические схемы Ленинградской АЭС с РУ ВВЭР-1200.

2.2. Создание математической модели

В ПК «Сапфир с помощью библиотеки блоков, созданной для данного проекта, создавались схемы моделей. Далее схемы интегрировались в соответствии с инструкциями по эксплуатации, и уже к готовым кадрам привязывали расчетные модули и теплогидравлический код SMS.

После отрисовки моделей, к каждой системе также были созданы симуляционные диаграммы, другое их название – видеокдры. Эти кадры используются непосредственно инструктором для проведения тренировок эксплуатационного персонала АЭС.

В результате были получены 56 симуляционных диаграмм, которые были внедрены в инструкторскую станцию, на которой можно управлять собранной математической моделью химического цеха.

Отладка модели происходит путем настройки каждого рабочего агрегата, а также выставлении всех требуемых исходных технологических параметров.

На данный момент заказчика интересует расчет таких параметров, как: температура, давление, концентрации смесей в трубопроводе, концентрации ионов различных веществ, электропроводимость, степень мутности раствора, и конечно, pH растворов.

Если базовые технологические параметры, по типу: температуры и давления, в коде SMS рассчитываются с первых проектов, то химические показатели ранее не использовались.

В связи с этим фактом была поставлена задача: создать универсальный модуль расчёта pH, процентных концентраций, а также электропроводимости.

Далее был выбран путь написания расчётного модуля на языке С.

Выбор в пользу данного языка программирования был сделан по причине его использования математической модели для написания различных скриптов.

2.3. Создание ручного модуля расчёта

Для расчета pH применялись следующие формулы:

$$pH = -\lg[H], \quad (1)$$

$$pH = 14 - \lg[OH], \quad (2)$$

Где:

[H] – концентрация ионов водорода;

[OH] – концентрация ионов OH соответственно.

Несмотря на элементарность формулы, существовали проблемы на пути к её использованию. Основной проблемой для тренажера оказалась работа датчика, при условии, что в трубе нет жидкости. Так как в этот момент времени, концентрация равна нулю, подлогарифмическое выражение не определено, и тем самым, происходит выход за пределы моделирования и поломка расчетной сетки.

Стоит отметить, что при очень малой концентрации раствора датчик также оказался нечувствительным.

Поэтому стояла задача в преобразовании формул (1) и (2), и подготовке нового универсального расчёта, применимого для симуляторов химических процессов.

При преобразовании была получена формула для расчёта pH одного компонента, которая была записана в виде кода для модуля динамических расчётов.

При дальнейшей модернизации программного кода, был также получен рабочий расчет для смешения растворов.

Это является принципиальной новизной в подходе к решению задач смешения в тренажеростроении.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполненный комплекс исследований позволил детально изучить положение дел в области тренажеростроения применительно к химическим цехам АЭС, что обусловлено огромным вкладом водно-химического режима и в целом работы химического цеха в общестанционные показатели качества и надежности работы [2].

Во время работы было также выявлено значительное отставание в области обучения персонала химических цехов АЭС, которое можно заметно уменьшить с помощью описанных в докладе разработок.

Была создана схема расчетного модуля химических процессов, и продемонстрировано его применение. В результате вычислений сделан вывод о том, что схема точно отражает процессы, происходящие в системах с минимальным уровнем погрешности, в размере 1,56%.

В данной части тренажера на сегодняшний день наиболее полно воплощена идея создания комплексных тренажеров для химического цеха АЭС.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Рахаев М.А.** Разработка тренажеров для химических цехов ТЭЦ и АЭС с целью повышения общестанционных показателей надежности. Дисс. канд. техн. наук. Москва, 2000. 213 с
2. **Очков А.В., Очков В.Ф., Рахаев М.А., Пильщиков А.П., Ткачева Л.П.** Тренажеры аппаратчика водоподготовки электростанции. Теплоэнергетика. № 7, 1998, с. 68-72.

ПРИМЕНЕНИЕ НЕЙРОННЫХ СЕТЕЙ ДЛЯ ОПТИМИЗАЦИИ РАБОТЫ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ ВО ВРЕМЯ ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМОВ НА ТЭЦ

ВВЕДЕНИЕ

Современный уровень развития технологий автоматического управления на тепловых электростанциях (ТЭЦ) достиг значительных высот, что позволило повысить эффективность, надежность и экономичность эксплуатации энергоблоков. В условиях постоянно растущих требований к энергосистемам, в том числе к их безопасности и экологической чистоте, автоматизация управления на ТЭЦ играет ключевую роль. Технологии автоматического управления позволяют реализовывать сложные алгоритмы регулирования, которые обеспечивают оптимальное функционирование оборудования при различных режимах работы и изменениях внешних условий.

1. СТРАТЕГИЧЕСКИЕ НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ ЭНЕРГЕТИКИ

Стратегия развития энергетической сферы России до 2035 года, с акцентом на оптимизацию оборудования теплоэлектростанций (ТЭЦ), включая котлоагрегаты, является многогранным и комплексным процессом, направленным на достижение устойчивого и эффективного функционирования энергетической системы страны. Основная цель этой стратегии заключается в повышении энергоэффективности, сокращении эксплуатационных расходов и уменьшении экологического воздействия ТЭЦ. Воплощение этой стратегии требует интеграции передовых технологий, модернизации существующих мощностей и внедрения инновационных решений в эксплуатацию котлоагрегатов и других ключевых компонентов ТЭЦ.

Первостепенной задачей является модернизация котлоагрегатов, поскольку именно они играют решающую роль в производственном процессе ТЭЦ. Котлоагрегаты обеспечивают превращение топлива в тепловую энергию, которая затем преобразуется в электрическую. В рамках стратегии до 2035 года модернизация котлоагрегатов включает установку современных систем автоматизации и контроля, внедрение новых материалов и технологий горения, а также применение систем очистки дымовых газов. Эти меры позволят не только повысить КПД котлов, но и значительно сократить выбросы вредных веществ в атмосферу.

В энергетической сфере существуют высокие требования к эффективности работы котлоагрегатов на ТЭЦ во время различных режимов работы станции. В настоящее время глобальной проблемой эксплуатации оборудования на ТЭЦ является под-

держание его работоспособности на высоком уровне и поддержание высоких экономических показателей во время эксплуатации в режимах форсирования, разгрузки, минимально допустимой нагрузки, остановочно-пусковых и т.д. Актуальность задачи повышения эффективности работы энергетического оборудования отмечено правительством России, включив ряд мер по улучшению интеллектуальных технологий и средств повышения эффективности работы оборудования в энергетических системах в энергетическую стратегию страны до 2035 года [1].

1.1. Применение нейронных сетей в энергетике

Суть исследования заключается в эффективной и своевременной настройке параметров регуляторов и других составляющих системы автоматического регулирования. Использование нейросетей для оптимизации работы различных автоматизированных систем регулирования (АСР) на теплоэлектростанциях (ТЭЦ) является ключевым элементом современного подхода к управлению энергетическими процессами. Нейросети, обладая способностью обучаться и адаптироваться к изменениям окружающей среды, предоставляют мощные инструменты для улучшения эффективности и надежности работы ТЭЦ. Нейросети способны анализировать огромные объемы данных в режиме реального времени и выявлять скрытые закономерности, которые могут быть неочевидны для традиционных алгоритмов, что позволяет более точно регулировать параметры работы оборудования и приводит к повышению эффективности и стабильности процессов. Дополнительно различные ИНС могут прогнозировать будущие состояния системы на основе исторических данных и текущих условиях и в отличие от традиционных систем, которые требуют ручной настройки и калибровки, нейросети могут самостоятельно адаптироваться к изменяющимся условиям эксплуатации, это особенно важно в условиях переменных нагрузок и нестабильных внешних факторов, таких как колебания спроса на энергию или изменения качества топлива. Это особенно важно для предотвращения аварийных ситуаций и оптимизации технического обслуживания. Предиктивное обслуживание позволяет заранее выявлять возможные неисправности и проводить профилактические работы, что снижает риск простоев и увеличивает надежность работы ТЭЦ. Необходимо рассмотреть способы применения алгоритмов на основе нейросетей для поиска и решения различных проблем, связанных с энергетическим оборудованием [3].

1.2. Интеллектуальные системы и их преимущества

Сегодня существует множество продвинутых систем сбора, обработки и мониторинга информации в энергетической сфере, например системы SCADA. Однако, в случае возникновения какой-либо проблемы оператор часто может быть перегружен различной информацией, что не позволит ему быстро обработать информацию. Нейросети могут анализировать параметры процесса горения в котлоагрегатах, такие как температура, давление, концентрация кислорода и других газов, и на основе этих данных регулировать подачу топлива и воздуха, с помощью нейросетей можно более точно регулировать режимы работы турбин и генераторов, что способствует снижению потерь энергии и повышению общей эффективности ТЭЦ. Нейросети могут обрабатывать данные с множества датчиков и проводить диагностику состояния оборудования в режиме реального времени. Нейросети могут объединять данные из различных АСУ, таких как системы управления котлами, турбинами, генераторами и системами подачи топлива, создавая единый центр управления. Данная работа и задачи, которые будут рассмотрены в дальнейшем, будут служить убедительным доказательством того, что именно с помощью алгоритмов, основанных на нейронных сетях, можно будет оперативно повысить степень эффективности и экономичности оборудования во время различных режимов работы ТЭЦ [4].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Всевозможные виды регуляторов например: ПИ-регуляторы (пропорционально-интегральные регуляторы) широко используются в системах автоматического управления благодаря своей простоте и эффективности. Тем не менее, их параметры (коэффициенты пропорциональной и интегральной составляющих) могут потребовать настройки для достижения оптимального управления, особенно в условиях изменения характеристик объекта управления. Использование нейромодуля, который динамически корректирует параметры ПИ-регулятора, может значительно улучшить производительность системы.

Нейромодуль может быть обучен с использованием данных о поведении системы при различных нагрузках и может адаптироваться к изменениям в реальном времени, что позволяет поддерживать стабильное и оптимальное управление. В ходе исследования были выявлены значительные преимущества такого способа точечной настройки регулятора и компенсатора во время их работы как в стационарных, так и в переходных режимах. Преимущества нейромодулей для коррекции параметров ПИ-регулятора:

1. Высокая степень адаптивности. Нейромодуль может динамически изменять параметры ПИ-регулятора в ответ на изменения в поведении объекта управления, что особенно важно для систем с переменной нагрузкой.
2. Высокая степень эффективности управляющих процессов. За счет корректировки параметров ПИ-регулятора нейромодуль может снизить ошибки управления, улучшить стабильность системы и уменьшить перерегулирование.
3. Обучаемость в процессе эксплуатации системы управления. Нейромодуль можно обучить на исторических данных, что позволяет ему эффективно справляться с различными сценариями и условиями эксплуатации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Энергетическая** Стратегия Развития Российской Федерации на период до 2035 года URL: <https://minenergo.gov.ru/ministry/energy-strategy>
2. **Нейронные сети**, генетические алгоритмы и нечеткие системы» (2006), Д. Рутковская, М. Пилиньский, Л. Рутковский.
3. **Огурцов А.С., Карпов А.В.** Теория автоматического регулирования и управления. М.: Издательство МЭИ, 2018. С. 150-175.
4. **Косой А.А.** Выбор оптимальной структуры интеллектуальной АСУ ТП ТЭС на базе ПТК. Дисс. ... канд.техн.н.

ВАЛИДАЦИЯ ПРОГРАММНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ И УПРАВЛЕНИЯ ПЕРЕГРУЗОЧНЫМ УСТРОЙСТВОМ ДЛЯ УСТАНОВКИ И ИЗВЛЕЧЕНИЯ ИЗ РЕАКТОРА МБИР ЭЛЕМЕНТОВ АКТИВНОЙ ЗОНЫ

ВВЕДЕНИЕ

Многоцелевой Быстрый Исследовательский Реактор (МБИР) представляет собой современный исследовательский реактор нового поколения, разработанный для проведения широкого спектра научных исследований в ядерной энергетике и материаловедении. Благодаря своим уникальным возможностям МБИР позволяет испытывать новые материалы и технологии в экстремальных условиях, что открывает новые горизонты для научных и технологических достижений. Этот реактор играет ключевую роль в развитии инновационных решений, способствуя прогрессу в области энергетики и улучшению материалов.

В связи с требованием постановления Правительства № 1912 от 14.11.2023 предусматривается порядок перехода объектов критической инфраструктуры на доверенные программно-аппаратные комплексы. Основной задачей этой работы является разработка, верификация и валидация программного обеспечения (ПО) системы контроля и управления (СКУ) перегрузочным устройством для установки и извлечения из реактора МБИР элементов активной зоны с использованием отечественного ПЛК «Катрен» и SCADA-системы «Соната», производства АО «ЭЗАН» [1].

1. ЦЕЛИ РАБОТЫ

Объектом автоматизации является перегрузочное устройство для установки и извлечения из реактора МБИР элементов активной зоны (РЗМ-С), предназначенное для транспортирования сборок по всему перегрузочному тракту центрального зала от барабана свежих сборок до наклонного подъемника и к комплексу оборудования для загрузки отработанного ядерного топлива, а также установки сборок в реактор и извлечения из него. РЗМ-С размещается в центральном зале и является элементом системы вне реакторной перегрузки ядерного топлива ИЯУ.

Разрабатываемое ПО СКУ РЗМ-С обеспечивает полноценный контроль, дистанционное и автоматизированное управление машиной при выполнении всех предусмотренных технологических операций по перегрузке исследовательской ядерной установки МБИР, включающих в себя:

– перегрузку элементов активной зоны реактора в (из) оборудование транспортно-технологической части;

- транспортирование пеналов, заполненных свинцом, с дефектными тепловыделяющими сборками из камеры запеналивания дефектных ТВС, до приемного гнезда бассейна выдержки или в приемно-передающую защитную камеру;
- установку технологических штанг в загруженные в реактор гильзы системы управления защитой с последующей совместной транспортировкой гильз СУЗ и технологических штанг в барабан отработавших сборок, гнезда парогазовой отмывки, приемное гнездо бассейна выдержки;
- транспортировка пеналов с исследуемыми элементами сборок из приемно-передающей защитной камеры в исследовательские камеры с последующей передачей в приемное гнездо бассейна выдержки;
- транспортировку неинструментированных исследовательских сборок из реактора непосредственно в приемно-передающую защитную камеру.

Для подтверждения того, что разработанное прикладное ПО соответствует требованиям ТЗ, а также обеспечивает корректное функционирование технологического процесса, прикладное ПО подвергается процедуре валидации.

2. ВЕРИФИКАЦИЯ И ВАЛИДАЦИЯ ПО

Валидация программных средств проводится в соответствии со стандартом ГОСТ Р ИСО/МЭК 12207-2010 «Процессы жизненного цикла программных средств» [2], МЭК 60880-2010 «Программное обеспечение для компьютеров в системах безопасности атомных электростанций» [3].

Целью валидации ПО является подтверждение выполнения технологических задач, определенных заказчиком.

Валидация проводится в два этапа:

1. Валидация на модульном уровне. На этом этапе проводится проверка типовых функциональных блоков, программ и функций, входящих в проект контроллера. Тестирование проводится на представителем комплексе.
2. Валидация на системном уровне. Проводится с использованием реального действующего аппаратного обеспечения. На этом этапе проводится проверка внутрисхемных электрических соединений, правильности программных связей и привязок, а также возможность совместного функционирования программного и аппаратного обеспечения.

Режим имитации

Для проведения валидации программного обеспечения разработан специальный режим симуляции с включением имитационных моделей технологического оборудования. За включение режима симуляции отвечает специальная переменная MODEL_ON. По умолчанию, режим симуляции выключен и СКУ РЗМ-С работает в штатном режиме.

При включении режима симуляции (MODEL_ON = TRUE) всем аналоговым и дискретным переменным устанавливается статус «Подмена». При этом в поле «Значение» переменной записываются данные не с физических входов контроллера, а из поля «Ручное значение», в которое пишут имитационные модели. Ниже приводится описание имитационных моделей технологического оборудования.

Режим имитации оборудования

Для проверки работы функциональных блоков оборудования разработаны имитационные модели. Имитационные модели выполнены программно и загружены в контроллер.

Так, например, передаточная функция модели клапана имеет вид:

$$W_v(s) = \frac{1}{2 * s} \quad (1)$$

Модель клапана работает только в режиме симуляции, при установленном флаге MODEL_ON = TRUE. Ниже, на рис.1, приведена структурная схема информационных связей драйвера клапана и её модели.

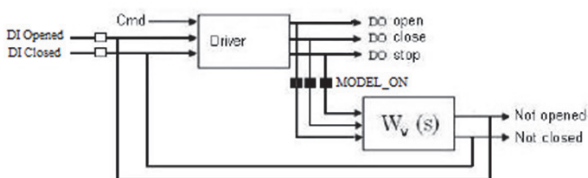


Рисунок. 1 Схема информационных связей драйвера и модели оборудования типа клапан

На рис.2, приведена структурная схема информационных связей драйвера оборудования и его модели.

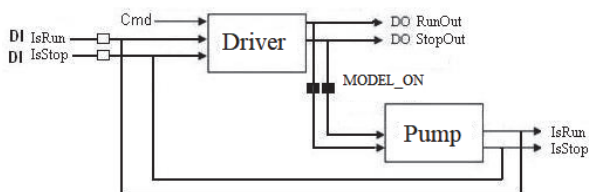


Рисунок. 2 Схема информационных связей драйвера и модели оборудования типа насос

DO/DI – входы модулей контроллера; Cmd- команда управления механизмом; RunOut, StopOut – сигналы включить, выключить; IsRun, IsStop – сигналы включен, выключен.

Основным принципом построения представленных моделей является структура - на вход модели подаётся DO сигнал, результатом работы модели является DI сигнал. То есть, выход драйвера устройства поступает на вход модели и выход модели подается на вход драйвера. Что позволяет с достаточной точностью имитировать то или иное оборудование посредством представленной структуры.

Аналогичным образом реализованы модели различных устройств: тележка, кран, захват и т.п.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе представлена процедура валидации ПО создаваемой СКУ РЗМ-С. Рассматривается реализованный функционал имитационных моделей для отладки программного обеспечения.

Включение имитационных моделей позволяет в полной мере отладить работоспособность защит и блокировок РЗМ-С, а также работу шаговых алгоритмов на действующем ПТК не перезагружая контроллер. Разработанное прикладное ПО может в дальнейшем использоваться в качестве тренажера для операторов установки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **SCADA-СИСТЕМА "СОНАТА"** Руководство программиста КУНИ.505200.023-01.01 33: официальный сайт. Москва, 2024. URL: https://sonata.ezan.ac.ru/files/Соната-1-4_Руководство_программиста.pdf (дата обращения 10.06.2024).
2. **ГОСТ Р ИСО/МЭК 12207-2010.** Информационная технология. Процессы жизненного цикла программных средств. М.: Стандартинформ, 2010. 90 с.
3. **МЭК 60880-2010.** Программное обеспечение для компьютеров в системах безопасности атомных электростанций. М.: Стандартинформ, 2010. 120 с.

МЕТОДИЧЕСКИЕ ПОДХОДЫ К РЕШЕНИЮ МНОГОКРИТЕРИАЛЬНОЙ ЗАДАЧИ ОПТИМАЛЬНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАГРУЗКИ ТЭС С ПРИМЕНЕНИЕМ НЕЙРОСЕТЕВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

ВВЕДЕНИЕ

В современной энергетике выбор оптимального режима работы оборудования электростанции остаётся очень актуальной проблемой. Критерий оптимальности технологического процесса постепенно усложняется. К снижению себестоимости вырабатываемой электроэнергии и сокращению выбросов вредных продуктов сгорания топлива в окружающую среду добавляется рыночная составляющая дохода от продажи электроэнергии в секторе рынка на сутки вперед (РСВ). При работе в рыночных условиях необходимо рассматривать также проблемы учета факторов надёжности и маневренности оборудования.

1. РЕШЕНИЕ МНОГОКРИТЕРИАЛЬНОЙ ЗАДАЧИ

В настоящее время разработаны различные методики и программные комплексы для внутростанционной оптимизации режимов работы оборудования, в том числе применительно к задаче оптимального распределения текущей нагрузки [1-4]. К сожалению, они не нашли широкого применения в на практике, несмотря на значительный интерес со стороны эксплуатационного персонала к ним. Опыт внедрения программных продуктов кафедры АСУТП на одной из электростанций Мосэнерго выявил недостаточную эффективность постановки и решения оптимизационной задачи в однокритериальном подходе, основанном только на критерии экономичности.

Сложность реализации поставленной задачи в многокритериальной постановке, помимо сложности математических методов оптимизации, заключается в необходимости сбора и обработки в оперативном режиме большого количества информации, что приводит к снижению оперативности получения результатов оптимизационных расчетов, связанному с тем, что данная задача решается, как правило, на уровне дежурного инженера станции и, пока полученные результаты анализируются оперативным персоналом и формируются соответствующие воздействия по установлению мощностей, ситуация на энергоблоках меняется и у персонала нет уверенности в правильности реализации «опоздавших» решений.

Возможным вариантом интеллектуализации является применение нейросетевых технологий на базе разработки постоянно обновляемой библиотеки, состоящей из: базы знаний - совокупности закономерностей, устанавливающих связь между

вводимой и выводимой информацией), формализованных данных, модели их представления и, готовых оптимальных решений по распределению нагрузки. Часть последних используется для обучения нейронной сети, другая часть – для проверки адекватности работы сети. Задача нейронной сети - при заданных исходных данных распознавать ситуацию и использовать готовые решения при совпадении, установленной системным оператором нагрузки, и состояния в котором находятся энергоблоки. Для этого необходимо выбрать ряд ключевых показателей работы оборудования, по которым можно судить о состоянии, в котором находился объект при реализации распределения нагрузки.

Для упрощения и повышения эффективности работы нейронной сети предлагается поставленную многокритериальную задачу решать в два этапа: на первом этапе из рассматриваемых критериев выбирается «главный» в данный момент и находится оптимальное решение по вышеприведенному алгоритму; на втором этапе находится компромиссное решение задачи, например, по методу «последовательных уступок» [5]. Преимуществом такого подхода является возможность решения поставленной задачи без ограничения числа рассматриваемых критериев.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аракелян Э.К., Андриюшин А.В. Макарьчян В.А. и др. Методические подходы к оптимальному управлению режимами работы ТЭС со сложным составом оборудования // Теплоэнергетика, 2012, №10.
2. Веников В.А., Журавлев В.Г., Филиппова Т.А. Оптимизация режимов электростанций и энергосистем. М.: Энергоатомиздат, 1990, 352 с.
3. Аракелян Э.К., Пикина Г.А.. Оптимизация и оптимальное управление: учеб. пособие/ 2-е изд., перераб. и доп.- М.: Издательский дом МЭИ, 2008. – 408 с.
4. Болонов В.О. Выбор оптимальных режимов электростанций с ПГУ. Автореферат дисс. Канд.техн. наук. М.; МЭИ. 2008, 20 с.
5. Косой А.А. Выбор оптимальной структуры интеллектуальной АСУТП ТЭС на базе ПТК.. Автореферат дисс. канд.техн. наук. М.; МЭИ. 2021, 20 с.

Круглый стол

**Задачи теплофизики,
гидро-аэромеханики
и алгоритмизации управления
в климатических системах**

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДВУХСТУПЕНЧАТОГО ТЕПЛООВОГО НАСОСА НА ИЗОБУТАНЕ

ВВЕДЕНИЕ

В последние десятилетия тепловые насосы (ТН) стали важным компонентом в области энергосбережения и климатической техники. При низких температурах окружающей среды грунтовые тепловые насосы сохраняют высокий коэффициент трансформации. В качестве примеров можно привести проекты по теплоснабжению зданий от грунтовых теплообменников, например, в Сиань [1] или Нюрнберге [2]. В первом случае [1] применены три грунтовых теплообменника глубиной 2 км для отопления и вентиляции здания общей площадью 43 048 м². Во втором случае [2] применен массив из 18 скважин глубиной 80 м для отопления здания площадью 1530 м². В этом случае сбор теплоты проводится на основе теплообмена грунта с окружающей средой [3].

Часто теплопередающей способности грунта недостаточно, чтобы получить необходимое количество теплоты. В этих случаях грунт следует рассматривать в качестве аккумулятора теплоты, однако глубина проникновения тепловых волн в грунт достаточно мала. Существует ряд методов по расчету таких аккумуляторов теплоты [4-5]. Когда промерзание грунта не может привести к деформации близ лежащих фундаментов полезно использовать теплоту фазового перехода [6] для увеличения количества отбираемой из грунта теплоты.

Термодинамическая эффективность циклов ТН в первую очередь зависит от применяемого рабочего тела. В последние десятилетия активно ведется поиск и анализ свойств различных фреонов. Например, в работе [7] предложена методика сравнения термодинамической эффективности циклов и проанализировано 17 вариантов рабочих тел, как индивидуальных, так и азеотропных смесей. А в работе [8] рассмотрено 27 рабочих тел. В работах [7, 8] выделяют фреоны R134a, R143a, RC318, R290, R600a, R152a/R134a (20/80), R152a, R32, PB R31-10/R846 (90/10), которые позволяют достичь большого коэффициента трансформации теплоты.

Повышения эффективности трансформации теплоты можно достичь применением многоступенчатых схем ТН [9]. Это позволяет получать два и более температурных уровня теплоносителей или постепенно нагревать один теплоноситель в разных ступенях с большими коэффициентами трансформации теплоты.

Цель данной работы заключается в исследовании эффективности двухступенчатого ТН на изобутане. В рамках цели стоят задачи по рассмотрению особенностей T - S диаграммы насыщения изобутана, расчету коэффициентов трансформации теплоты

(КТТ) простых циклов на изобутане и на популярных фреонах R410a и R32, анализ эффективности изобутанового цикла.

1. ДВУХСТУПЕНЧАТЫЙ ЦИКЛ ТЕПЛООВОГО НАСОСА

На рис. 1а представлена схема простого двухступенчатого теплового насоса. Она отличается наличием сепаратора, соединяющего между собой первую и вторую ступени, и отсутствием перегревателей пара и переохладителей конденсата.

Расчеты проведены в среде MathCAD, с использованием библиотеки CoolProp. В расчетах принимался термодинамический цикл ТН без перегревов и переохлаждений, когда фреон в компрессор попадает в виде насыщенного и не перегретого пара, а в редуктор поступает конденсат с параметрами насыщения. На рис. 1б представлена T - S диаграмма цикла двухступенчатого ТН на R600a при КПД компрессоров 60 % (для наглядности). Характерной особенностью диаграммы насыщения R600a является наклон линии насыщенного пара, который объясняет меньший перегрев пара за компрессором, а, следовательно, меньшие площади конденсаторов и металлоемкость.

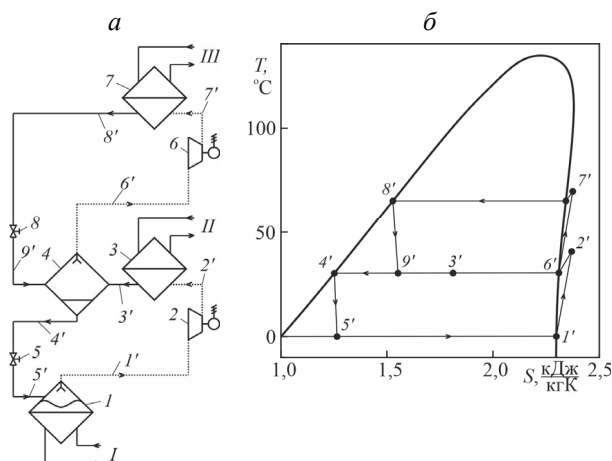


Рис. 1. Схема (а) и T - S диаграмма цикла двухступенчатого ТН на R600a (б). 1 – испаритель, 2 – компрессор первой ступени, 3 – конденсатор первой ступени, 4 – сепаратор, 5 – терморегулирующий вентиль, 6 – компрессор второй ступени, 7 – конденсатор второй ступени. 1', 2', 3', 4', 5', 6', 7', 8', 9' – точки, соответствующие схеме.

При расчете рабочих точек после компрессоров учтена эффективность их работы η по формулам:

$$h_{2'} = (h_{2s} - (1 - \eta) h_{1'}) / \eta, \quad h_{7'} = (h_{7s} - (1 - \eta) h_{6'}) / \eta,$$

где h – энтальпия, Дж/кг; индексы 1' и 6' относятся к точкам диаграммы перед компрессорами, 2' и 7' – после компрессора (рабочая), 2s и 7s – после компрессора (теоретическая, при адиабатном сжатии).

Расчет КТТ первой μ_1 и второй μ_2 ступеней ТН проводился по следующей формуле:

$$\mu_1 = (h_2' - h_4') / (h_2' - h_1'),$$

$$\mu_2 = (h_7' - h_8') / (h_7' - h_6' + h_2' - h_1'),$$

где индексы 4' и 8' – относятся к точкам диаграммы после полной конденсации в конденсаторах.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

На рис. 2-4 представлены результаты расчетов КТТ первой μ_1 и второй μ_2 ступеней теплового насоса на R600a при КПД компрессора 85%.

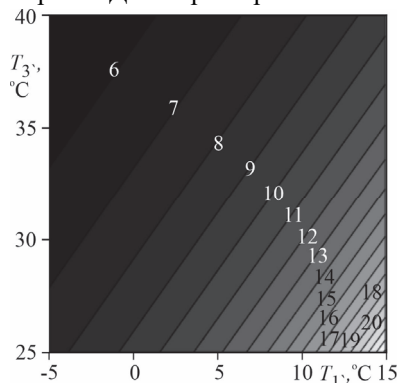


Рис. 2. КТТ первой ступени ТН μ_1 на R600a.

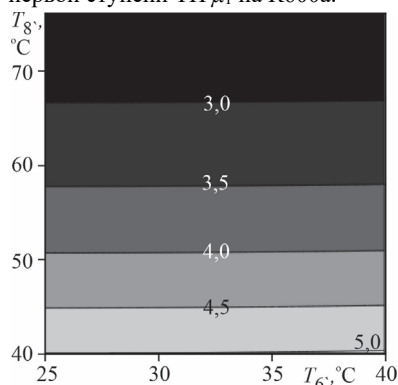


Рис. 3. КТТ второй ступени ТН μ_2 на R600a при КПД компрессора 85% и $T_1 = -5$ °C.

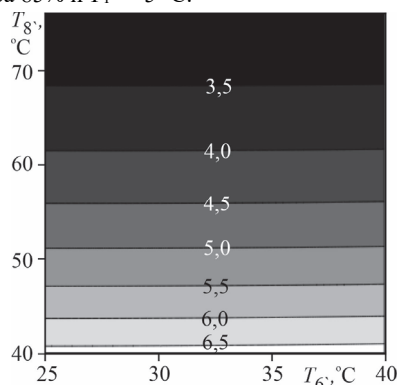


Рис. 4. КТТ второй ступени ТН μ_2 на R600a при КПД компрессора 85% и $T_1 = 5$ °C.

Для R600a при $\eta = 0,85$, $T_1' = 0$ °C, $T_3' = 40$ °C, $T_8' = 75$ °C получено $\mu_1 = 5,77$ и $\mu_2 = 2,80$. При равных мощностях конденсаторов получим эффективный КТТ $\mu_{\text{эф}} = 1 / (1 / (2\mu_1) + 1 / (2\mu_2)) = 3,77$. Одноступенчатый цикл на R600a при $\eta = 0,85$, $T_1' = 0$ °C, $T_3' = 75$ °C имеет КТТ 2,82, что показывает преимущество двухступенчатого ТН перед одноступенчатым.

Двухступенчатый цикл на R32 при тех же температурах имеет $\mu_1 = 5,54$ и $\mu_2 = 2,02$, а $\mu_{\text{эф}} = 2,96$, одноступенчатый – 2,5. Из-за того, что R410a является азеотропной смесью, двухступенчатый цикл на нем трудно реализуем, т.к. возможно разделение смеси по ступеням, однако при $\eta = 0,85$, $T_1' = 0$ °C, $T_3' = 70$ °C КТТ одноступенчатого цикла равен 2,32. Эффект от применения многоступенчатой схемы хорошо коррелирует с результатами [9].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе рассмотрена особенность T - S диаграммы изобутана, заключающаяся в наклоне линии насыщенного пара, проведен расчет коэффициентов трансформации теплоты циклов на R600a, R410a и R32. Показано, что циклы на R600a имеют более высокие коэффициенты трансформации, чем R410a и R32, а применение двухступенчатых схем позволяет еще его повысить.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования России, гос. задание № FSWF-2023-0017.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Wang Z. et. al. Field test and numerical investigation on the heat transfer characteristics and optimal design of the heat exchangers of a deep borehole ground source heat pump system // Energy Conversion and Management, 2017. Vol. 153, P. 603-615.
2. Luo J. et. al. Heating and cooling performance analysis of a ground source heat pump system in Southern Germany // Geothermics, 2015. Vol. 53. P. 57-66.
3. Пурдин М.С., Магомедова Р. "Тепловые притоки и потери в грунтовых теплообменниках и аккумуляторах теплоты" // Сб. тр. Межд. науч.-техн. конф. СПРЭТТ (XXII Бенардосовские чтения), Иваново, 2023 г. с. 234-236.
4. Пурдин М.С., Цепляева Е.В. Определение значения коэффициента эффективной теплопроводности грунта в пассивном эксперименте // Промышленная энергетика, 2022. № 11. С. 50-57.
5. Пурдин М.С., Гаряев А.Б. Исследование тепловых характеристик твердого изолированного цилиндрического аккумулятора теплоты // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика, 2023. Т. 23. № 2. С. 73-82.
6. Пурдин М.С. Метод численного моделирования теплообмена в аккумуляторах теплоты с множеством фаз и свободным перемещением фазовых границ // ЭТИП: труды X Межд. школы-семинара молодых ученых и специалистов, Москва, 2020. С. 77-81.
7. Сухих А.А., Антаненкова И.С. Методика сравнения термодинамической эффективности циклов холодильных и теплонасосных установок // Вестник Межд. академии холода, 2012. № 4. С. 21-25.
8. Сухих А.А., Антаненкова И.С. Термодинамическая эффективность теплонасосных установок // Вестник Межд. академии холода, 2013. № 1. С. 43-47.
9. Антипов Ю.А., Шаталова И.И., Шкарин К.В. и др. Особенности моделирования высокоэффективной многоступенчатой пароконденсационной теплонасосной установки // Вестник РУДН. Серия: Инженерные исследования. 2021. №4.

ТЕПЛООБМЕН В АКТИВНОЙ ТЕПЛОЗАЩИТНОЙ ОГРАЖДАЮЩЕЙ КОНСТРУКЦИИ

ВВЕДЕНИЕ

Для повышения теплотехнической и термодинамической эффективности систем отопления необходимо снижение температурного уровня теплоносителя и переход к низкопотенциальным системам отопления. Наиболее важно это делать для тех систем, где применяются трансформаторы теплоты с низкопотенциальными источниками энергии, такими как грунтовые аккумуляторы теплоты [1] и теплообменники. Нижним теоретическим пределом температуры теплоносителя является температура внутри помещения, когда, из-за отсутствия разности температур, теплота перестает поступать в помещение. При снижении температуры теплоносителя необходимо увеличивать площадь отопительного прибора. Наименьшей температуры теплоносителя можно достичь тогда, когда теплоноситель подогревает внутреннюю поверхность теплозащитной ограждающей конструкции. В таком случае можно поддерживать температуру теплоносителя равной температуре внутри ограждаемого помещения, а ограждающая конструкция становится активной [2], которая обобщает ряд случаев обогреваемых полов, стен [3], потолков и т.д.

Дополнительным преимуществом данного подхода к отоплению является максимальное расширение области комфортного пребывания внутри помещения, а недостатки – незначительное увеличение тепловых потерь и большая суммарная протяженность трубной системы.

Основная проблема в проектировании таких ограждающих конструкций заключается в отсутствии методики подбора шага расположения трубчатых нагревательных элементов внутри теплораспределяющего слоя, поэтому разработка аналитических и численных методов решения является актуальной.

Цель данной работы заключается в разработке подходов к решению задачи о теплообмене в активной теплозащитной ограждающей конструкции. Стоят задачи по поиску аналитического решения, разработке численного решения, сопоставления подходов.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

На рис. 1 представлена расчетная область модели симметричного участка x_1 активной тепловой защиты. Принято допущение, что тепловой поток внутрь помещения пренебрежимо мал, так как температура внутри помещения равна температуре ограждения. По оси x расчетная область ограничена линиями симметрии. Со стороны теплоизоляции происходит теплоотдача в окружающую среду.

В теплораспределяющий слой (ТРС) 1, вплотную к наружной стенке, помещено трубчатое теплообменное устройство (ТТУ) 2 с температурой T_1 и радиусом $(y_1 - y_0)$. ТРС со стороны окружающей среды покрыт теплоизолирующим слоем (ТИС) 3 толщиной $(y_2 - y_1)$.

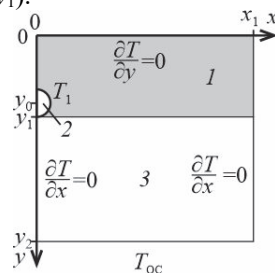


Рис. 1. Расчетная область модели активной тепловой защиты. 1 – ТРС, 2 – ТТУ, 3 – ТИС.

Решается двумерная сопряженная стационарная задача теплообмена с граничными условиями I, II и III родов. Решение зависит от температур ТТУ и окружающей среды, коэффициента теплоотдачи, толщин и теплопроводностей ТИС и ТРС, а также длины симметричного участка.

2. АНАЛИТИЧЕСКОЕ РЕШЕНИЕ

Задача может быть решена аналитически приближенно, когда стенка представляется в виде одномерного ребра, имеющего тепловые потери через ТИС и теплоизолированный торец. Уравнение энергии в этом случае имеет вид

$$y_1 \lambda_1 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{R_{\text{отр}}} (T - T_{\text{oc}}), \quad (1)$$

где $R_{\text{отр}}$ – термическое сопротивление ограждения, $\text{м}^2\text{К}/\text{Вт}$; T – температура, К ; T_{oc} – температура окружающей среды, К ; x – координата вдоль ТРС, м ; y_1 – толщина ТРС, м ; λ_1 – теплопроводность ТРС, $\text{Вт}/(\text{мК})$.

Приведем уравнение (1) к безразмерному виду

$$\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial X^2} - \text{Bi} \vartheta = 0, \quad (2)$$

где $\text{Bi} = x_1^2 / (R_{\text{отр}} y_1 \lambda_1)$ – число Био, $X = x/x_1$ – безразмерная координата, $\vartheta = (T - T_{\text{oc}}) / (T_1 - T_{\text{oc}})$ – безразмерная температура.

Граничные условия: $\vartheta_{X=0} = 1$ и $(\partial \vartheta / \partial X)_{X=1} = 0$.

Уравнение (2) является линейным однородным дифференциальным уравнением второго порядка и поддается решению при наличии двух граничных условий, подобно решению для охлаждаемого ребра при малых числах Био [4]. Аналитическое решение имеет вид

$$g(X) = e^{\sqrt{Bi}X} + \frac{e^{\sqrt{Bi}}}{e^{\sqrt{Bi}} + e^{-\sqrt{Bi}}} (e^{-\sqrt{Bi}X} - e^{\sqrt{Bi}X}). \quad (3)$$

Представленное решение (3) имеет ряд недостатков, т.к. не учитывает неравномерность температурного поля, вызванная двухмерностью исходной задачи и формой источника теплоты.

3. МЕТОДИКА ЧИСЛЕННОГО РЕШЕНИЯ

Для учета неравномерность температурного поля следует решать двухмерную задачу, а уравнение энергии принимает вид

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = 0, \quad (4)$$

где y – координата поперек ТРС, м.

Граничные условия II и III родов записываются в конечно разностном виде после разложения в ряд Тейлора со вторым порядком точности. Уравнение энергии (4) аппроксимируется центрально-разностной схемой со вторым порядком точности [5]. Решение полученной системы линейных уравнений проводится параллельно методом Гаусса-Зейделя с применением чисел двойной точности на двух процессорах Xeon E5-2680 v4 имеющих по 14 ядер. Число шагов по осям подбирается таким образом, чтобы погрешность расчета по правилу Рунге составляла не более 0,01 К.

4. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Для сравнения подходов проведено решение задачи со следующими параметрами: ширина участка симметрии $x_1 = 0,22$ м, толщина $y_1 = 0,1$ м и теплопроводность $\lambda_1 = 1,5$ Вт/(мК) (бетон) ТРС, толщина и теплопроводность ТИС ($y_2 - y_1$) = 0,2 м и $\lambda_3 = 0,05$ Вт/(мК) (мин. вата), ТТУ – полиэтиленовая труба с проходным диаметром 0,021 м, наружным – 0,025, теплопроводность стенки $\lambda_{тр} = 0,25$ Вт/(мК), $T_1 = 26$ °С, $T_{oc} = -26$ °С, теплоотдача на наружной поверхности теплоизоляции $\alpha = 23$ Вт/м²К.

На рис. 2 представлено распределение температуры в активной тепловой защите, полученное путем численного моделирования.

На рис. 3 проведено сравнение распределения температур по координате x , полученного при численном моделировании и при аналитическом решении. Перепад температур по поверхности при численном моделировании составил 1,18 °С, а по аналитическому решению – 2,01 °С. Однако наибольшая разность температур (3,18 °С) при численном моделировании достигается в продольном сечении, совпадающим с осью ТТУ, а перепад температуры, определенный по среднему по толщине температуре, составил 1,92 °С. Вдали от ТТУ профиль температуры близок по форме с аналитическим решением. Расхождение аналитического и численного решений составляет в среднем 1,05 °С и определяется сопротивлением стенки трубки ТТУ, а также её формой.

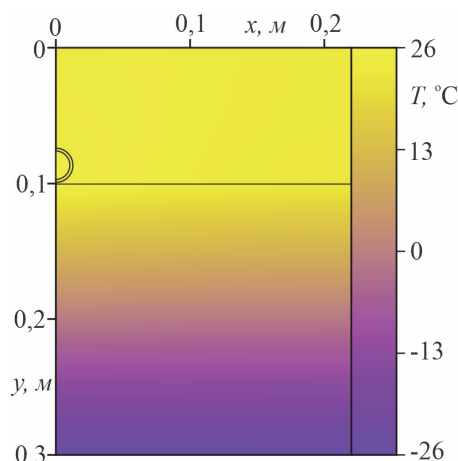


Рис. 2. Распределение температур в активной теплозащитной ограждающей конструкции.

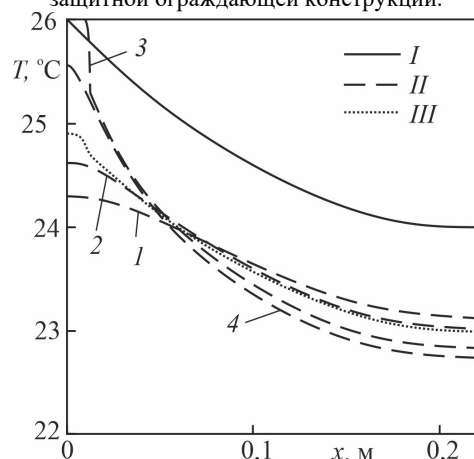


Рис. 3. Распределение температур вдоль ТРС. I – аналитическое решение, II и III – численное решение, III – осредненная по толщине температура ТРС. I – $y = 0$ м, 2 – 0,05 м, 3 – 0,087 м (центр ТТУ), 4 – 0,1 м.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе представлено аналитическое и разработано численное решения задачи о теплообмене в активной теплозащитной ограждающей конструкции, проведено сопоставление подходов. Показано, что одномерное аналитическое решение занижает неравномерность температур в теплораспределяющем слое, однако его простота позволяет быстро получать результаты.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования России, гос. задание № FSWF-2023-0017.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пурдин М.С., Горяев А.Б. Исследование тепловых характеристик твердого изолированного цилиндрического аккумулятора теплоты // Вестник ЮУГУ. Серия: Энергетика. 2023. Т. 23, № 2. С. 73-82.
2. Пурдин М.С. Активная теплозащитная ограждающая конструкция // Патент № RU2809426C1, 11.12.2023.
3. Гершкович В.Ф. Метод теплового расчета теплых и прохладных стен // СОК, 2010. № 6. С. 50-51.
4. Исаченко В.П. и др. Теплопередача // М.: Энергия, 1975. 488 с.
5. Тихонов А.Н., Самарский А.А., Уравнения математической физики // М.: Изд-во МГУ, 1999. 799 с.

И.О. Одинцов¹, А.Б. Гаряев¹, А.А. Арбатский².

¹Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, г. Москва, ул. Красноказарменная, д.14, стр.1.

²Научно-исследовательский институт "Энергоэффективные технологии микроклимата",
390029, Рязанская область, г Рязань, ул. Чкалова, д. 68в

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТРУБКИ НА ПРОЦЕСС ЕСТЕСТВЕННОЙ КОНВЕКЦИИ В ОРЕБРЕННОМ РАДИАТОРЕ

ВВЕДЕНИЕ

Теплоотдача ребрѐнных теплопередающих устройств при естественной конвекции привлекает интерес многих исследователей. Одной из самых значимых является работа Эленбааса [1], в которой была получена формула для расчѐта числа Нуссельта в канале между пластинами с постоянной температурой. Позже в [2] было получено численное решение, описывающее распределение скорости и температуры на всей протяжѐнности канала.

Однако, в реальных технических устройствах эти пластины закреплены на трубках в которых движется теплоноситель, и которые вносят возмущение в поток воздуха.

Целью данной работы является исследование влияния трубки на теплоотдачу при естественной конвекции между двумя вертикальными пластинами, имеющими постоянную температуру. Эти пластин можно рассматривать, как идеальные ребра.

1. МЕТОД АНАЛИЗА

В качестве метода исследования применяется метод вычислительной гидродинамики. Инструментом анализа является программный комплекс, использующий метод конечных элементов.

Математическая модель включает систему уравнений гидродинамики и теплообмена. Модель учитывает гидростатическое давление, а также влияние гравитации на конвективный поток. Теплообмен излучением не учитывается.

На стенках пластин и трубки принимается граничное условие первого рода. На торцевых границах расчѐтной области ставятся граничные условия на открытых границах. Размер расчѐтной области соответствует размеру межреберного канала.

Тепловой поток при моделировании находится следующим образом:

$$Q = \int_V (\rho c_p u \nabla T - \lambda \nabla T - Q_p - Q_{vd}) dF \quad (1)$$

где u – объемный расход в заданной расчетной ячейки, $\frac{м^3}{с}$; ρ – плотность жидкости, $\frac{кг}{м^3}$; Q_p – рассеивание тепловой энергии при работе сил давления, Вт; Q_{vd} – рассеивание тепловой энергии при работе сил вязкости, Вт; F – площадь поверхности, $м^2$; T – абсолютная температура контрольного объема, $^{\circ}К$; c_p – теплоѐмкость при постоянном давлении, $\frac{Дж}{кг \cdot ^{\circ}К}$; λ – коэффициент теплопроводности, $\frac{Вт}{м \cdot ^{\circ}К}$

Для корректной постановки задачи требовалось определить режим течения воздуха. Уровень температур поверхности радиатора и его характерные

размеры в данном исследовании приняты в диапазоне: температур 70-100 $^{\circ}С$, высота пластины до 0,1 м, диаметр трубки – 0,01-0,04 м, расстояние между пластинами 0-0,0018 м. Такие параметры чаще всего встречаются в отопительных приборах. Были установлены режимы течения для двух близких случаев: для одиночной вертикальной пластины и одиночной горизонтальной трубки. Максимальные значения чисел Релея для вертикальной пластины и горизонтальной трубки при этих условиях составили $Ra = 4,65 \cdot 10^6$ и $Ra = 2,98 \cdot 10^5$, что существенно меньше их критических значений: $Ra = 10^9$ и $Ra = 10^8$, [3].

Таким образом следует ожидать, что и для, трубы, находящейся в узком межреберном канале режим течения тоже будет ламинарным.

Была проведена проверка путем сопоставления численных результатов с расчѐтом по формуле Эленбааса (2) [1], которая описывает теплоотдачу в канале между двух параллельных пластин с постоянной температурой:

$$Nu = \frac{1}{24} \cdot \frac{\delta}{h} \cdot Gr^* \cdot Pr \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{25h}{\delta Gr^* Pr}\right) \right)^{\frac{3}{4}} \quad (2)$$

$$Gr^* = \frac{\delta^3 \rho_w^2 \Delta t}{\mu_w^2 T_w}$$

где δ – расстояние между пластинами, м; h – высота пластин, м; μ_w – динамическая вязкость при температуре стенки, Пас; ρ_w – плотность воздуха при температуре стенки, $\frac{кг}{м^3}$; T_w – температура окружающего воздуха, $^{\circ}К$; Δt – температурный напор, $^{\circ}К$

Отличие численного решения от расчѐта по формуле Эленбааса в рассматриваемом диапазоне параметров в среднем составляет 3,2%.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧѐТА

Был рассмотрен канал между двух параллельных пластин, соединенных трубкой. Геометрия расчетной области представлена на рис. 1.

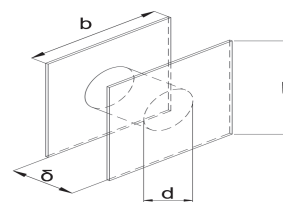


Рис. 1. Геометрия расчѐтной области

Исследование показало, что наличие трубки между ребрами радиатора уменьшает передаваемый тепловой поток причем это наблюдается при увеличении площади поверхности теплообмена.

Это свидетельствует о том, что главным фактором уменьшения передаваемого теплового потока является изменение скорости из-за появления препятствия в виде трубки.

Введем поправку в формулу Эленбааса, чтобы она давала возможность рассчитывать теплоотдачу в канале между изотермическими пластинами при наличии центральной трубки. Для определения вида поправки примем, что средние интегральные по объему канала значения расходов постоянны. Будем считать, что средний по поверхности коэффициент теплоотдачи слабо зависит от наличия трубки.

Запишем уравнение распределения температурного напора вдоль поверхности теплообмена в канале для случая без трубки (3) и с трубкой (4):

$$\Delta t_0'' = \Delta t_0' \cdot \exp\left(-\frac{\alpha}{G_0 \cdot c_p} \cdot F_0\right) \quad (3)$$

$$\Delta t_1'' = \Delta t_0' \cdot \exp\left(-\frac{\alpha}{G_1 \cdot c_p} \cdot F_1\right) \quad (4)$$

где $\Delta t_0' = t_c - t_\infty$, °C; t_c – температура стенки канала, t_∞ – средняя интегральная температура воздуха в канале; G_0, G_1 – расходы воздуха для случая без трубки и с трубкой, $\frac{\text{кг}}{\text{с}}$; F_0, F_1 – текущие площади поверхности теплообмена, м^2 ; α – коэффициент теплоотдачи, $\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{°К}}$; индексы «'» и «''» означают параметры на входе в канал и на выходе из него.

Запишем выражения для теплового потока для этих двух случаев:

$$Q_0 = G_0 \cdot c_p \cdot (\Delta t_0' - \Delta t_0'') \quad (5)$$

$$Q_1 = G_1 \cdot c_p \cdot (\Delta t_0' - \Delta t_1'') \quad (6)$$

где Q_0 и Q_1 – тепловые потоки для случая без трубки и с трубкой, Вт

Выразив $\Delta t_0''$ и $\Delta t_1''$ через уравнение (3, 4), можно получить:

$$\frac{Q_0}{Q_1} = \frac{G_0 \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{\alpha}{G_0 \cdot c_p} F_0\right)\right)}{G_1 \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{\alpha}{G_1 \cdot c_p} F_1\right)\right)} \quad (7)$$

При разложении экспоненты в ряд Тейлора с оставлением двух членов ряда, получим:

$$\frac{Q_0}{Q_1} = \frac{G_0}{G_1} \cdot \frac{\frac{\alpha \cdot F_0}{G_0 \cdot c_p}}{\frac{\alpha \cdot F_1}{G_1 \cdot c_p}} = \frac{F_0}{F_1} \quad (8)$$

Обозначим $\frac{\alpha \cdot F}{G \cdot c_p}$ как x , и разложим экспоненциальную функцию в ряд Тейлора, состоящий из 3 членов.

$$\frac{Q_0}{Q_1} = \frac{G_0}{G_1} \cdot \frac{(1 - \exp(-x_0))}{(1 - \exp(-x_1))} = \frac{G_0 \cdot x_0}{G_1 \cdot x_1} \cdot \left(\frac{1 - \frac{x_0}{2}}{1 - \frac{x_1}{2}}\right) \quad (9)$$

С учетом уравнения (8), уравнение (9) можно записать в виде:

$$\frac{Q_0}{Q_1} = \frac{F_0}{F_1} \cdot \left(\frac{1 - \frac{\alpha \cdot F_0}{2 \cdot G_0 \cdot c_p}}{1 - \frac{\alpha \cdot F_1}{2 \cdot G_1 \cdot c_p}}\right) = \frac{F_0}{F_1} \cdot \left(\frac{1 - \frac{F_0 \cdot A}{G_0}}{1 - \frac{F_1 \cdot A}{G_1}}\right) \quad (10)$$

Тогда, отношение тепловых потоков $\frac{Q_0}{Q_1}$ при постоянных значениях $A = \frac{\alpha}{2 \cdot c_p} = const$ является функцией от отношения площадей $\frac{F_0}{F_1}$, и расходов G_0 и G_1 .

Будем искать поправку в виде показательной функции $\frac{Q_0}{Q_1} = \left(\frac{F_0}{F_1}\right)^y$, где показатель степени y про-

порционален отношению расходов $\frac{G_0}{G_1}$, которое, в свою очередь, зависит от отношения поперечных сечений канала на входе и в самом узком его сечении.

$$y \sim \frac{G_0}{G_1} \sim \frac{b}{b-d} \quad (11)$$

Массовый расход, также является функцией от плотности $G = f(\rho)$. В конечном итоге предлагается использовать следующую поправку:

$$\frac{Nu_0}{Nu_1} = \frac{Q_0}{Q_1} = \left(\frac{F_0}{F_1}\right)^{\frac{b \cdot \rho_\infty}{(b-d) \cdot \rho_t}} \quad (12)$$

Таким образом, окончательное выражение для числа Нуссельта примет вид:

$$Nu = \frac{1}{24} \cdot \frac{\delta}{h} \cdot Gr^* \cdot Pr \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{35 \cdot h}{\delta \cdot Gr^* \cdot Pr}\right)\right)^{\frac{3}{4}} \cdot \left(\frac{F_0}{F_1}\right)^{\frac{b \cdot \rho_\infty}{(b-d) \cdot \rho_t}} \quad (13)$$

где ρ_∞ – плотность воздуха при температуре воздуха на входе, $\frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$; ρ_t – плотность воздуха при температуре поверхности, $\frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$;

Полученное выражение дает приемлемый результат (отличие от численного расчёта не превышает 4,8%) в диапазоне отношений диаметра трубки к стороне ребра от 0 до 0,4 и отношении расстояния между ребрами к высоте ребра – от 0,03 до 0,12 (зона 1 на рис.2).

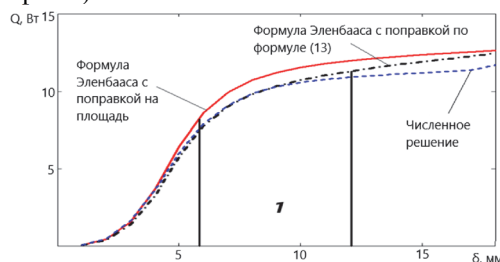


Рис. 2. Сравнение результатов численного решения с расчетом по формуле Эленбааса с поправкой на площадь и комбинированной поправкой

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Наличие трубки в межреберном канале радиатора при естественной конвекции вызывает снижение передаваемого теплового потока, причем с ростом диаметра трубки это снижение увеличивается.

2. Предложена поправка к формуле Эленбааса для определения безразмерного коэффициента теплопередачи в межреберном канале между вертикальными пластинами, позволяющая учесть наличие трубки. Определены границы применимости полученной формулы.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования России, гос. задание № FSWF-2023-0017.

ЛИТЕРАТУРА

1. **W. Elenbaas.** Heat dissipation of parallel plates by free convection. Physica IX, no 1. Januari 1942.
2. **Д.К. Бодойя, Д.Ф. Остерл,** «Развитие естественной конвекции между нагретыми вертикальными пластинами», Теплопередача, №1, 1962, с. 52, ИЛ.
3. **Михеев М.А.** Основы теплопередачи. - М. - Л.: ГЭИ, 1956. – 39 с.

УТИЛИЗАЦИЯ СБРОСНОЙ ТЕПЛОТЫ ЦЕНТРОВ ОБРАБОТКИ ДАННЫХ В УСЛОВИЯХ СВОБОДНОГО ФРИКУЛИНГА

ВВЕДЕНИЕ

Центры обработки данных (ЦОД) представляют крупных потребителей электрической энергии, большая доля которой преобразуется в тепловую. Источниками теплопоступления является основное и вспомогательное оборудование ЦОД. Вся поступающая теплота отводится в окружающую среду, при этом инженерными системами охлаждения затрачивается от 50 до 70% [1] потребляемой энергии.

Оценивая потери в виде сбросной теплоты в примерно в 40% от потребляемой мощности и учитывая оценку установленной мощности ЦОД примерно в 600 МВт, можно предположить, что в окружающую среду за год выбрасывается в среднем $2,1 \cdot 10^6$ МВт ч/год [2].

Существенно уменьшить потери теплоты позволяет так называемый прямой фрикулинг. В этом случае охлаждение оборудования ЦОД проводится с использованием холода окружающей среды. При этом эффективность работы подобной системы зависит от климатических условий местоположения ЦОД. Целью данной работы является исследование эффективности системы утилизации сбросной теплоты ЦОД в различных климатических условиях России при реализации прямого фрикулинга.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ И МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

Ставилась задача предложить процессы подготовки наружного воздуха в системе прямого фрикулинга в зависимости от состояния наружной среды, обеспечивающие оптимальные по [3] или допустимые [4] параметры приточного и удаляемого воздуха. Представить физическую и математическую модель процессов влажного воздуха с привлечением модели климата местности по данным из архива погоды [5] за последние пять лет. Модели климата местности представлены графиками числа часов стояния средней энтальпии для гг. Москвы, Санкт-Петербурга, Екатеринбурга и Краснодара. Выбор не случаен. Известно, что примерно 87% ЦОД располагаются в Москве и Санкт-Петербурге, остальные за их пределами. С учетом многообразия климатических условий РФ рассмотрена возможность применения фрикулинга в местностях с погодными условиями, отличными от погодных условий вышеперечисленных мегаполисов.

Анализ климатических условий показал, что параметры наружного воздуха располагаются относительно оптимальных параметров микроклимат

ЦОД (зона IV в табл. 1) по пяти зонам (табл. 1).

Таблица 1. Распределение параметров наружного воздуха по характерным зонам.

Зона	Температура, °С	Влажность, %	Влагосодержание, г/кг
I	$t_n < 18$	$\phi_n < 20$	$d_n < 2,55$
II	$t_n < 18$	$20 < \phi_n < 60$	$2,55 < d_n < 7,7$
III	$18 < t_n < 27$	$60 < \phi_n < 100$	$2,55 \leq d_n < 13,4$
IV	$18 \leq t_n \leq 27$	$20 \leq \phi_n \leq 60$	$2,55 \leq d_n \leq 13,4$
V	$t_n > 27$	$20 < \phi_n < 60$	$2,55 < d_n < 13,4$

Для каждой из зон требуется проводить обработку наружного воздуха, обеспечивающую оптимальные параметры приточного, подаваемого в «холодные коридоры» машинного зала ЦОД.

В зоне I применяются два процесса: смешение части удаляемого воздуха и наружного с целью подогрева последнего до удельной энтальпии $H_a = H_w = 24,57$ кДж/кг путём регулирования расхода удаляемого воздуха; адиабатическое увлажнение смеси водой, распыляемой в воздух форсунками высокого давления, до достижения влагосодержания 2,55 г/кг.

В зоне II параметров наружного воздуха осуществляется его подогрев путём смешения с частью удаляемого воздуха с температурой 27 °С. Температура приточного воздуха 18 °С обеспечивается регулированием расхода удаляемого воздуха, направляемого на смешение.

В зоне III относительная влажность смеси обеспечивается равной 60% и также регулируется расходом удаляемого воздуха, направляемого на смешение. В процессах смешения и ассимиляции теплоты от оборудования ЦОД влагосодержания приточного и удаляемого воздуха равны влагосодержанию наружного.

В зоне IV параметры наружного воздуха находятся в области оптимальных параметров микроклимата ЦОД и его тепловлажностная обработка не проводится, но осуществляется очистка воздуха от пыли, как и во всех рассматриваемых случаях, согласно требованиям [4].

В V зоне проводится адиабатическое охлаждение воздуха путем распыла воды форсунками высокого давления. Воздух охлаждается до относительной влажности 60%.

Математическое описание процессов включает уравнения теплового и материального балансов по воздуху и влаге процессов смешения и ассимиляции избытков теплоты в помещении, уравнения термодинамики влажного воздуха, эмпирические уравнения для давления насыщения водяного пара в зависимости от температуры [6]. Граничные условия – температуры приточного ($t_n = 18$ °С) и

удаляемого воздуха ($t_y = 27 \text{ }^\circ\text{C}$) или относительная влажность приточного воздуха ($\phi_n = 60\%$). Границы зон по параметрам наружного воздуха представлены в табл.1.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ

Получены расчетные соотношения для удельного расхода воздуха, направляемого на смешение

$$\bar{G}_{yi} = \frac{G_{yi}}{G_n} = \frac{H_{ni} - H_{ni}}{H_y - H_{ni}}, \quad (1)$$

удельного количества тепловой энергии, утилизируемой на нужды вентиляции (рис. 1)

$$\Delta \bar{Q}_{yij} = \sum_i^{N_j} \frac{H_{ni} - H_{ni}}{H_{yi} - H_{ni}} \cdot \frac{H_{yi} - H_{ni}}{c_p(t_y - t_n)} \cdot \Delta \tau_i \quad (2)$$

удельного количества электрической энергии, затрачиваемой с целью увлажнения и охлаждения наружного воздуха (рис. 2)

$$\Delta \bar{E}_j = 3600 \bar{\varepsilon}_{\phi 0} \sum_i^{N_j} \frac{10^{-3}(d_{ni} - d_{ni})}{c_p(t_y - t_n)} \cdot \Delta \tau_i \quad (3)$$

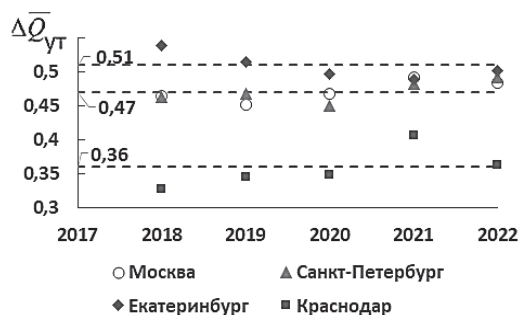


Рис. 1. Удельное количество теплоты, утилизируемой на собственные нужды ЦОД

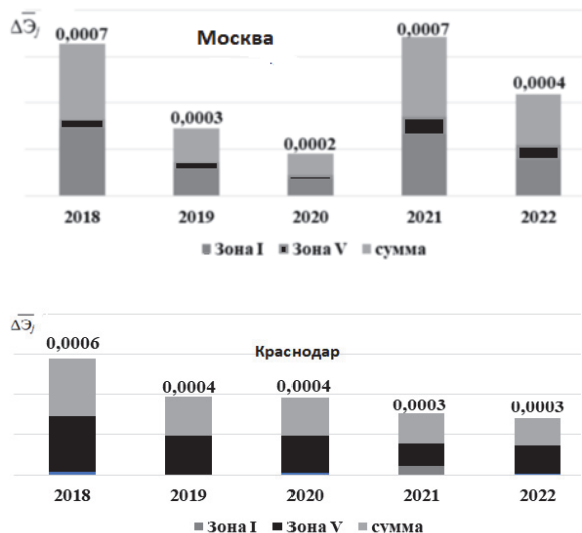


Рис. 2. Потребление электрической энергии насосами высокого давления для климатических условий Москвы (а) и Краснодара (б).

В соотношениях (1)-(3) H_n , H_{ni} , H_y – удельные энтальпии, соответственно, приточного, наружного и удаляемого воздуха, кДж/кг; d_n , d_{ni} и d_y – влагосодержание, г/кг; $\Delta \tau_i$ – длительность периода со средней энтальпией H_{ni} ; $\bar{\varepsilon}_{\phi 0} = 0,0055 \text{ кВт}/(\text{кг}/\text{ч})$ – расход

электроэнергии; z_0 – 8760 часов, N_j – количество интервалов, для которых приводятся средние энтальпии в пределах j -ой зоны.

Количество утилизируемой теплоты и расход электроэнергии отнесены к количеству теплоты, выделяемой оборудованием ЦОД за год ($\Delta Q z_0$). ΔQ – мощность теплопоступления от оборудования ЦОД, кВт, принималась постоянной.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе представлена методика расчета количества сбросной энергии, утилизируемой и используемой на нужды ЦОД в системе прямого фрикулинга; количества электрической энергии, потребляемой на нужды увлажнения и охлаждения воздуха; расхода воды в системе адиабатического охлаждения (увлажнения); расхода воздуха, направляемого на смешение с наружным с целью подогрева его до оптимальной температуры. Методика основана на использовании графиков числа часов стояния средних энтальпий.

Выполненные расчеты позволяют количественно оценить эффективность применения утилизации сбросной теплоты ЦОД и экономию условного топлива на источнике, а также затраты энергоресурсов при применении свободного фрикулинга.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования России в рамках Государственного задания № FSWF-2023-0017

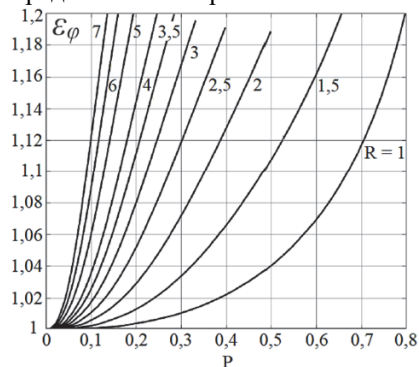
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Методические рекомендации по проектированию центров обработки данных. Федеральный центр нормирования, стандартизации и технической оценки соответствия в строительстве. М.: Минстрой России, 2019.
2. И.В. Яковлев, Н.В. Авдокунин. Перспективы и техническая реализация утилизации сбросной теплоты центров обработки данных / Труды Одиннадцатой Всероссийской конференции с Международным участием «Энергосбережение – теория и практика» (Москва, 10–14 октября 2022 г.) М.: ООО «Центр полиграфических услуг „Радуга“», 2022, С. 95-101.
3. ASHRAE TC9.9 URL: https://www.ashrae.org/File%20Library/Technical%20Resources/Bookstore/ASHRAE_TC0909_Power_White_Paper_22_June_2016_REVISIED.pdf
4. ГОСТ Р 70139-2022. Центры обработки данных. Инженерная инфраструктура. Классификация. URL: <https://docs.cntd.ru/document=lv6jtbxdux3341011401200184573?ysclid=§ion=text>
5. Погода и климат. URL: <http://www.pogodaiklimat.ru>
6. Яковлев И.В., Авдокунин Н.В. Эффективность применения сбросного тепла центров обработки данных / Теплоэнергетика, 2023, №10, С. 55-64.

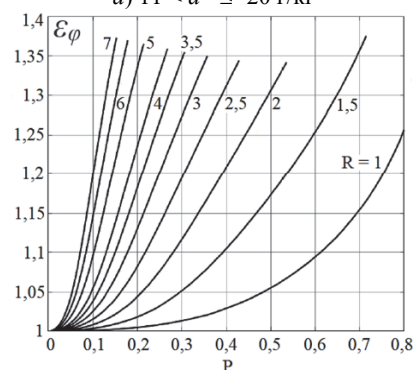
воздуха на входе и выходе из аппарата соответственно; $\varepsilon^* = \frac{Q}{\min(W_1^*, W_2^*)(t_1' - t_2')}$ – тепловая эф-

фективность теплообменника с влаговываждением; Q – полная тепловая мощность аппарата, Вт; t_2' – температура охлаждающей воды на входе в аппарат.

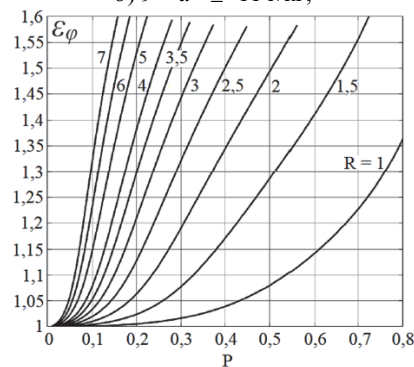
Поскольку линия насыщения $\varphi = 100\%$ на H-d-диаграмме влажного воздуха имеет разную кривизну, необходимо использовать разные номограммы в зависимости от значения влагосодержания воздуха на выходе из аппарата d'' . Полученные номограммы представлены на рис.2 а – в.



а) $11 < d'' \leq 20$ г/кг



б) $9 < d'' \leq 11$ г/кг;



в) $8 < d'' \leq 9$ г/кг

Рис.2. Номограмма для определения поправки на образование тумана

При использовании данных номограмм ошибка определения среднего температурного напора не превышает 5%.

3. ПРИНЯТЫЕ ДОПУЩЕНИЯ

В расчетах были приняты следующие допущения.

1. Не учитываются термические сопротивления стенки и плёнки конденсата.

2. Нет загрязнений на поверхности теплообмена.

3. Гидродинамические эффекты, возникающие на смоченной поверхности теплообмена, не учитываются.

4. Номограммы получены для процессов, происходящих в системах вентиляции и кондиционирования воздуха, то есть при низких температурах и влагосодержаниях влажного воздуха (температура на линии насыщения не выше 33 °С, влагосодержание ниже 30 г/кг). Для процессов, происходящих при охлаждении влажных газов с более высокой температурой, таких как продукты сгорания или отработавший сушильный агент, возможность их применения не определена.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Метод расчета теплообменников с влаговываждением был усовершенствован путем учета разницы величины среднеинтегрального температурного напора в аппарате с объемным влаговываждением и его среднего логарифмического значения. Получены номограммы для определения поправки на образование тумана для аппаратов, работающих в системах вентиляции и кондиционирования воздуха. В случае использования сложных схем тока теплоносителей в теплообменнике, полученную величину следует домножить на соответствующее значение поправки на схему движения.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования России, гос. задание № FSWF-2023-0017.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кудинов А.А.** Энергосбережение в теплогенерирующих установках. – Ульяновск: УЛГТУ, 2000. 148 с.
2. **Rączka, P., & Wójs, K.** (2014). Methods of Thermal Calculations for a Condensing Waste-Heat Exchanger. *Chemical and Process Engineering*, 35(4): 447–461.
3. **Zhong, W., Ji, W., Cao, X., & Yuan, Y.** (2020). Flue Gas Water Recovery by Indirect Cooling Technology for Large-Scale Applications: A Review. *Journal of Thermal Science*.
4. **Yu-Lieh Wu, Jia-Wei Zheng, M. Muneeshwaran, Kai-Shing Yang, Chi-Chuan Wang,** Moist air condensation heat transfer enhancement via superhydrophobicity, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Volume 182, 2022, 121973, ISSN 0017-9310.
5. **Gu, Y., Ding, Y., Liao, Q., Fu, Q., Zhu, X., Wang, H.** (2020). Condensation heat transfer characteristics of moist air outside 3-D finned tubes with different wettability. *Energy*, 118202.
6. **Götze, P., Philipp, C., & Gross, U.** (2012). Dropwise Condensation Experiments with Humid Air at a Polymer Surface. *Journal of Physics: Conference Series*, 395, 012129.
7. **Добринская А.А., Прун О.Е.** Анализ процесса влаговываждения при охлаждении воздуха высокой влажности // Труды XI Всерос. конф. с междунар. уч. «Энергосбережение – теория и практика». М.: ООО «Центр полиграфических услуг „Радуга“», 2022. 439 с.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕПЛООВОГО ПОТОКА ВНУТРИПОЛЬНОГО КОНВЕКТОРА

ВВЕДЕНИЕ

При проектировании и строительстве современного здания (жилого, офисного) все чаще отдается предпочтение панорамному остеклению. Современные светопрозрачные конструкции обладают хорошими теплозащитными свойствами, которые сопоставимы с несветопрозрачными ограждениями. Однако этот факт не снижает важности правильного проектирования системы отопления помещений с панорамным остеклением. И в этой ситуации на первое место выходят требования дизайнеров и архитекторов по обустройству помещений, использование традиционных отопительных приборов невозможно. В последнее время на рынке отопительных приборов широко представлены внутрипольные конвекторы, которые устанавливаются заподлицо с половым покрытием. Правильный подбор внутрипольных конвекторов является актуальной и важной задачей.

1. КОНСТРУКЦИЯ ВНУТРИПОЛЬНОГО КОНВЕКТОРА

Внутрипольный конвектор – это отопительный прибор, который относится к конвективным приборам, т.е. передача теплоты за счет конвекции не менее 75 % [1]. В настоящее время на рынке отопительного оборудования представлены два типа внутрипольных конвекторов: конвекторы с естественной конвекцией и вынужденной конвекцией. Циркуляция воздуха во внутрипольных конвекторах с вынужденной циркуляцией осуществляется при помощи тангенциальных вентиляторов.

Модель внутрипольного конвектора представлена на рис. 1.

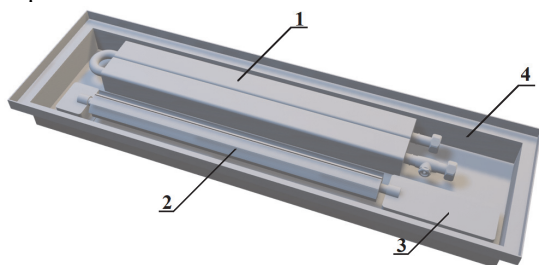


Рис. 1. Модель внутрипольного конвектора: 1 – теплопередающий элемент; 2 – тангенциальный вентилятор; 3 – блок управления вентилятором; 4 – корпус.

Теплопередающий элемент – это классический оребренный теплообменный аппарат жидкость – газ.

2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

2.1. Описание экспериментальной установки

Экспериментальная установка представляла собой серийный внутрипольный конвектор с установленным тангенциальным вентилятором, подключенным к электросети. Сам конвектор подключен к системе отопления общественного здания и является тупиковым (концевым). Экспериментальная установка оборудована датчиками температуры, расходомером, сигналы с которых выведены на контроллер. Контроллер подключен к Wi-Fi сети, что позволяет контролировать измеряемые параметры дистанционно, при необходимости данные можно сохранить для последующей обработки.

Цель экспериментальных исследований – определение тепловых потоков внутрипольного конвектора при различных режимах его работы. Эксперимент условно был разделен на две части: измерения на внутрипольном конвекторе с выключенным и включенным вентилятором.

Во время эксперимента фиксировались следующие параметры: температура воды на входе и выходе из конвектора, расход воды на выходе из конвектора и температура наружного воздуха. Измеренные значения сохранялись с диапазоном 10 с.

2.2. Результаты

Экспериментальные исследования работы внутрипольного конвектора проводились 08 – 09 февраля 2024 года. Результаты эксперимента представлены в виде графика.

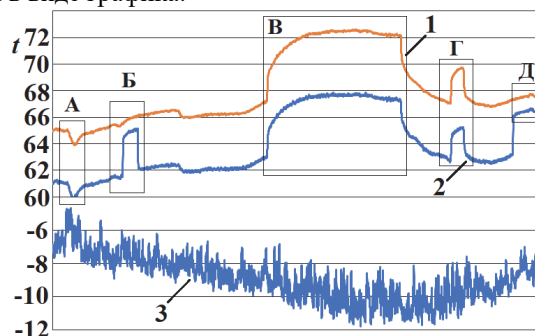


Рис. 2. Изменение температур, зафиксированные во время эксперимента: 1 – температура воды, на входе в конвектор; 2 – температура воды на выходе из конвектора; 3 – температура наружного воздуха; А, Б, В, Г, Д – участки для анализа полученных результатов.

На графике изменения температур, представленном на рис. 2, отсутствует подпись оси абсцисс для

облегчения восприятия информации, т.к. количество измерений составило 7821. График отражает работу внутривольного конвектора с вынужденной конвекцией, т.е. с включенным вентилятором за исключением участков Б и Д, когда вентилятор был отключен.

2.3. Обсуждение полученных результатов

Вода, циркулирующая в системе отопления, нагревается от источника теплоты (теплообменник, элеватор) в тепловом пункте. В зависимости от температуры наружного воздуха температура подаваемой воды в систему отопления меняется, что наглядно видно на рис. 2. Такое регулирование осуществляется от централизованного источника (ТЭЦ) и теплового пункта. Однако, необходимо упомянуть об инерционности системы отопления, поэтому задержка в изменении температуры теплоносителя имеет место. Также необходимо отметить о возможности регулирования мощности системы отопления отдельных помещений потребителями. На рис. 2 изменение температур теплоносителей отмечены участками А, В, Г, изменение температур на этих участках вызвано регулированием нагрузки в системе отопления.

Разница температур между теплоносителями 1 и 2 составила для работы в режиме естественной конвекции 1,0 – 1,2 °С, а для вынужденной – 3,9 – 4,9 °С. При этом расход теплоносителя через внутривольный конвектор за все время эксперимента оставался неизменным и был равен 0,0143 кг/с. Переход работы внутривольного конвектора с режима вынужденной конвекции на режим естественной конвекцией характеризуется достаточно быстрым ростом температуры теплоносителя 2. На рис. 2 режиму работы конвектора с естественной конвекцией соответствуют участки Б и Д. На основании вышеперечисленного можно сделать заключение о том, что включение вентилятора внутривольного конвектора увеличивает теплосъем при неизменном расходе циркулирующей воды.

3. ТЕПЛОВАЯ МОЩНОСТЬ ВНУТРИВОЛЬНОГО КОНВЕКТОРА

Численные значения экспериментальных исследований, на основании которых построен график на рис. 2, позволяют определить тепловую мощность внутривольного конвектора при разных режимах его работы. Тепловая мощность отопительного прибора была определена по классической формуле записи теплового баланса без учета поправок на схему движения, лучистую составляющую и атмосферное давление [2].

$$Q = G \cdot C_p \cdot (t_1 - t_2) \quad (1)$$

где G – измеренный расход циркулирующей воды, кг/с; C_p – теплоемкость воды, кДж/(кг·°С), численно принята 4190 кДж/(кг·°С); t_1 – температура воды на входе в конвектор, °С; t_2 – температура воды на выходе из конвектора, °С

Тепловая мощность внутривольного конвектора с вынужденной конвекцией в диапазоне до участка

Б составила от 228 до 256 Вт. А тепловая мощность внутривольного конвектора с естественной вентиляцией составила от 57 до 70 Вт. Полученные результаты подтверждают заключение в п. 3.3 о том, что вынужденная конвекция предпочтительна в отопительных приборах подобной конструкции.

Однако использование внутривольных конвекторов ограничено, т.к. установка дополнительного источника шума, которым является тангенциальный вентилятор, не желателен. К таким помещениям относятся жилые комнаты, спальни, гостиные номера, т.к. шум, генерируемый вентилятором, особенно в ночное время создает дискомфортные условия для пребывания человека. Использование внутривольных конвекторов с вынужденной конвекцией оправдано в местах общего пользования, офисных помещениях, местах с большим скоплением людей. В указанных помещениях шум от вентилятора не способен нанести ущерб находящимся людям из-за повышенного общего уровня шума.

Использование внутривольных конвекторов с естественной циркуляцией возможно в любых помещениях, но особую популярность они приобрели в многоквартирных жилых домах. При использовании внутривольных конвекторов с естественной циркуляцией необходимо уделять особое внимание методике подбора и использовать приборы, прошедшие испытания в аккредитованных лабораториях. Использование корректной методики позволяет учесть отличие условий эксплуатации прибора от условий экспериментальной лаборатории, правильно рассчитать мощность отопительного прибора.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представленные в работе экспериментальные исследования режимов работы внутривольного конвектора позволили определить его тепловую мощность. Тепловая мощность (тепловой поток) внутривольного конвектора с включенным вентилятором отличается от тепловой мощности внутривольного конвектора без вентилятора примерно в 4 раза на одном и том же типоразмере теплообменной поверхности. Также нужно отметить, что обдув теплообменной поверхности установленным вентилятором происходит не по всему фронту. Подбора или конструирование тангенциального вентилятора, который по длине соответствовал бы длине теплообменной поверхности, позволит повысить теплосъем с рассмотренного типоразмера.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Скнави А.Н. Отопление. М.: Издательство АСВ, 2008. 576 с.
2. ГОСТ Р 53598-2009. Приборы отопительные. Методы испытаний. М.: Стандартинформ, 2010. 12 с.

МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЙ ПОДХОД К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ГЕРМЕТИЧНОСТИ УПЛОТНЕНИЙ РОТОРНЫХ РЕГЕНЕРАТОРОВ ЦЕНТРАЛЬНЫХ КОНДИЦИОНЕРОВ

ВВЕДЕНИЕ

Согласно [1], с целью экономии тепловой или электрической энергии в установках предназначенных для вентиляции помещений необходимо использовать систему тепловой утилизации, передающей тепло от вытяжного воздуха, к приточному. С этой целью широко применяются различные типы тепловых утилизаторов, такие как роторные, пластинчатые или тепловые утилизаторы с промежуточным теплоносителем [2], [3]. Достаточно эффективными, с теплотехнической точки зрения, на данный момент, являются роторные тепловые утилизаторы (рис. 1). Однако, из-за того, что они являются теплообменниками регенеративного типа [4], они предполагают прямой контакт между приточным и вытяжным воздухом, из-за чего имеют ограниченное применение, связанное с санитарной безопасностью [1].

В работе, предлагается универсальный физический показатель, определяющий качество уплотнения и позволяющий оценить степень перетока при различных значения перепадов давлений между приточным и вытяжным каналом и различных конфигураций установок.

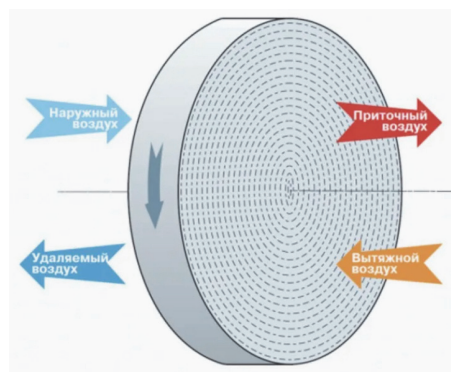


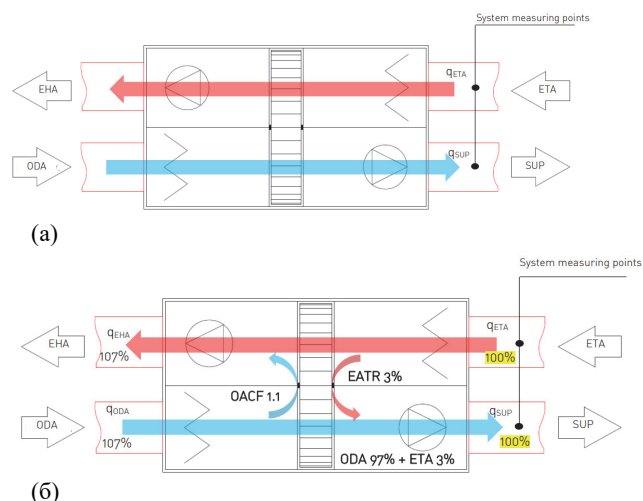
Рис. 1. Роторный тепловой утилизатор для вентиляционного оборудования

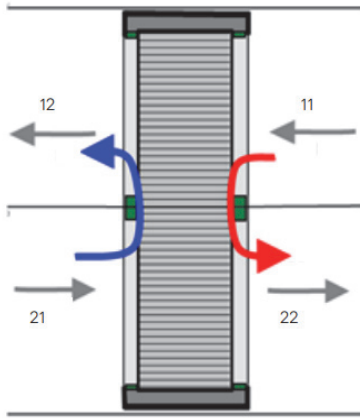
1. МЕТОДЫ ОЦЕНКИ ГЕРМЕТИЧНОСТИ УПЛОТНЕНИЯ

1.1. Существующие на данный момент методы оценки герметичности уплотнения

При применении роторных тепловых утилизаторов, применяются устройства ограничивающие переток между каналами приточного и вытяжного воздуха. Обычно это специальные уплотнители, которые непосредственно контактируют с теплообменником при вращении. Такие устройства представляют из себя, как правило, плотную щетку из полимерного композита, которая прилегает к вращающемуся теплообменнику, либо резиновую ленту. От плотности прилегания и качества материала зависит степень уплотнения и износостойкость (способность сохранять уплотнение при длительной работе) устройства.

Качество работы уплотнения, определяется, например, [5] в котором предлагается два показателя (см. рис. 2):





(В)

Рис. 2. Иллюстрация показателей эффективности работы уплотнителей обеспечивающих минимизацию перетока между приточным и вытяжным воздухом (выкопировка из [5]): а) – обозначения расходов по приточному и вытяжному трактам (ODA – наружный воздух, SUP – приточный воздух, ETA – вытяжной воздуха, EHA – удаляемый воздух), б) – иллюстрация перетоков, в) иллюстрация перетоков с точками замера относительных давлений

OACF - Outdoor Air Correction Factor - Поправочный коэффициент наружного воздуха (соотношение между массовыми расходами ODA и SUP);

EATR - Exhaust Air Transfer Ratio - Коэффициент перетока вытяжного воздуха, отражает соотношение между количеством вытяжного воздуха попадающего в приточный воздуховод и общим массовым расходом наружного воздуха (ODA).

Оба коэффициента, являются функциями разности давления (p22-p11).

Недостатком данных коэффициентов является привязка их значений к величине перепада давлений между приточным и вытяжным трактами, который часто зависит от размера установки, режима ее работы, а также конфигурации системы в которой работает приточно-вытяжная установка. Т.е. данные коэффициенты нельзя назвать физически-объективными, а сравнение уплотнителей по данным показателям является объективным, только если они сравниваются при работе в одинаковых установках и одинаковых условиях.

Российская нормативная база, в данный момент не предлагает критерии оценки качества работы уплотнителя для роторных тепловых утилизаторов.

1.2. Предлагаемый метод оценки качества уплотнений

Исследование проводится на приточно-вытяжной установке с роторным рекуператором типа: AF-R-300-V [6].

На рис. 3 представлена схема эксперимента, обеспечиваемая конструкцией приточно-вытяжной установки с роторным тепловым утилизатором. Для двух различных типов тепловых утилизаторов производится измерение расходов в сечениях L1 и L2 при одинаковом режиме работы вентиляторов (производится измерение тока и напряжения на вентиляторах, с целью, подтвердить одинаковый режим работы).

С учетом установленной заглушки на тракте вытяжного воздуха, расход в сечении L2 это будет, фактически, расход воздуха пропускаемый уплотнением теплового утилизатора, между приточным и вытяжным каналами (L2=ΔL).

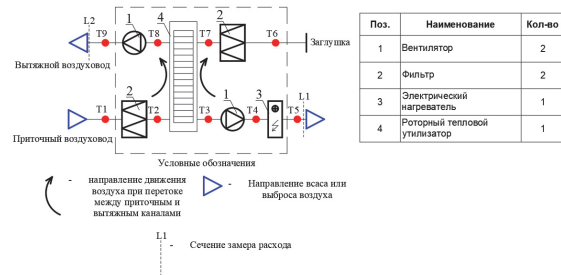


Рис. 3. Схема эксперимента

Относительное давление (разряжение) в точках T1 – T9 определяются расчетным способом исходя из характеристики вентилятора и сопротивления элементов установки исходя из данных [6]. Так как целью исследования является сравнение работы различных типов уплотнений, определение перепада давлений расчетным путем является достаточным, так как на всем протяжении эксперимента, для всех типов уплотнений, давления в указанных точках будут одинаковы.

Расходы в сечениях L1 и L2 определяются, после измерения скорости воздушного потока, через специальные измерительные коллекторы

Таким образом из предлагаемой схемы эксперимента можем установить среднее значение перепада давления

$$\Delta p = 0,5((p_2 - p_8) + (p_3 - p_7)) \quad (1)$$

Где:

Δp – значение перепада давления, под действием которого происходит переток воздуха, Па;

p_i – значение относительного давления в точках согласно рис. 3.

Теперь можем представить значение перетока как функцию $\Delta L = f(\Delta p)$, через классическую зависимость – следствие уравнения неразрывности [4]:

$$\Delta L = F \sqrt{\frac{2\Delta P}{\xi \rho}} \quad (2)$$

Где:

ΔL – совокупная величина перетока воздуха между приточным и вытяжным трактом, под действием перепада давления, м³/с;

ξ – коэффициент гидравлического сопротивления;

ρ – плотность воздуха, кг/м³.

Таким образом можем установить интегральный коэффициент перетока:

$$\sqrt{\frac{F^2}{\xi}} = \Delta L \sqrt{\frac{\rho}{2\Delta P}} \quad (3)$$

Где:

$\sqrt{\frac{F^2}{\xi}} = \xi_{\text{и}}$ – интегральный коэффициент перетока, имеющий размерность «м²»;

Физический смысл интегрального коэффициента перетока – коэффициент пропорциональности, связывающий расход с перепадом давления, за счет которого обеспечивается движение воздуха:

$$\Delta L = \xi_m \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho}} \quad (4)$$

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Через установленный интегральный коэффициент перетока, по схеме эксперимента приведенной на рис. 3, устанавливая единожды значения ΔP и ΔL , можем пересчитывать значение перетока для любой конфигурации приточного и вытяжного тракта, рассчитывая перепад давления в зависимости от характеристик вентилятора, характеристик элементов установки и взаимного размещения элементов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **СП 60.13330.2020** «Свод правил. Отопление, вентиляция и кондиционирование воздуха»;
2. **Ананьев В.А., Балужева Л.Н., Гальперин А.Д.,** Городов А.К., Еремин М.Ю., Звягинцева С.М., Мурашко В.П., Седых И.В. Системы вентиляции и кондиционирования. Теория и практика. Евроклимат, 2001г.;
3. **Стефанов Е.В.**, Вентиляция и кондиционирование воздуха: изд. «АВОК Северо-запад» Санкт-Петербург, 2005г.
4. **Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С.** Теплопередача. М.: Энергия, 1975 г.
5. **Eurovent 6/15 – 2021** Air Leakages in Air Handling Units: Guidelines for Improving Indoor Air Quality and Correcting Performance, 2021;
6. **Компактные** установки АФ. Паспорт и руководство по эксплуатации», г. Рязань;

С.В. Гужов ¹, А.А. Арбатский ², Д.В. Торон ¹

¹Национальный исследовательский университет «МЭИ»,
111250, Москва, Красноказарменная, 14

²НИИ «Энергоэффективных технологий микроклимата»,
390029, г. Рязань, ул. Чкалова, д. 68В, помещ. НЗ, офис 213

СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ И ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СПРОСА НА ТЕПЛОВУЮ ЭНЕРГИЮ СИСТЕМАМИ ВЕНТИЛЯЦИИ ОБЪЕКТОВ МАССОВОГО СТРОИТЕЛЬСТВА ГОРОДА МОСКВЫ

ВВЕДЕНИЕ

Система теплоснабжения здания имеет основной функцией непрерывную подачу тепловой энергии заданных параметров. Теплота, поступающая из внешнего источника, подается в здание через индивидуальный тепловой пункт (ИТП) [1]. Для повышения эффективности система автоматизации подсистем вентиляции, ГВС и отопления должна опираться не только на температуру теплоносителя в обратном трубопроводе, но и выполнять расчёты спроса в зависимости от условий функционирования объекта. В рамках этой статьи рассмотрены особенности расчёта теплового баланса школы и возможности прогнозирования спроса на тепловую энергию.

2. ОПИСАНИЕ

Тепловая нагрузка потребителей значительно изменяется в зависимости от времени суток, погодных условий, тепловлажностных режимов отапливаемых помещений, режима работы оборудования и других факторов. Для обеспечения эффективной работы системы необходимо осуществлять ее регулирование на основе принципа связности. При несвязном варианте регулируется каждая нагрузка в отдельности с учетом неравномерности потребления, на абонентские вводы подается требуемое в данный момент количество теплоты. Наиболее распространенный вариант систем отопления и вентиляции в зданиях школ Москвы представляет собой систему воздушного отопления, выполняющую также функции вентиляции.

К достоинствам этого типа отопления относятся: большая гибкость в управлении при изменении нагрузки, относительно невысокие капитальные затраты на устройство системы. Недостатками этого варианта являются: пониженная (в сравнении с водяной системой) надежность системы отопления здания.

Система управления центральных воздухонагревателей с принудительной подачей воздуха являются ответственной системой, способной работать в течение всего отопительного сезона. Применение системы автоматического управления позволяет соблюсти уровень подачи тепловой энергии в объект на основе несвязного качественно-количественного регулирования. Дополнительное применение алгоритмов прогнозирования позволяют повысить энергетическую эффективность

объекта; повысить точность регулирования нагрузок системы теплоснабжения здания; улучшить экологические показатели объекта за счёт снижения величины теплового загрязнения; оптимизировать затраты на теплоснабжение.

3. ТЕСТИРОВАНИЕ

Исследуемым объектом являются школа в г. Москва, построенная по типовому проекту 65-426/1.

Данная серия была выбрана как самый популярный типовой проект для средних образовательных учреждений на постсоветском пространстве. В зданиях, построенных по этому типовому проекту, предусмотрена одна приточная система для всех помещений здания школы: классов, столовой, спортивного и актового залов, рекреаций и т.п. При проведении капитального ремонта ограждающие конструкции наружных стен существующих корпусов и перехода между ними запроектированы из условий энергосбережения (в соответствии с [2] и изолированы утеплителем из минеральной ваты достаточной толщины для обеспечения и сохранения внутренней температуры в помещениях равной +21°C.

Для выполнения детерминированного расчёта использовался существующий свод правил, разработанный с целью повышения уровня безопасности людей в зданиях и сооружениях и сохранения материальных ценностей [2]. Минимально необходимый набор исходных данных по объекту приведен в [3].

Расчёт производится для 2021/22 отопительного сезона. База данных включает получасовые значения следующих климатических показателей [4]:

1. температура наружного воздуха на высоте 2 метра над поверхностью земли, °С;
2. атмосферное давление, приведённое к среднему уровню моря, мм.рт. столба;
3. относительная влажность наружного воздуха на высоте 2 метра над поверхностью земли, %;
4. направление ветра на высоте 10-12 метров над земной поверхностью, осредненное за 10-минутный период, непосредственно предшествовавший сроку наблюдения;
5. скорость ветра на высоте 10-12 метров над земной поверхностью, осредненная за 10-минутный период, непосредственно предшествовавший сроку наблюдения, м/с;
6. процент заоблачности небосвода, %.

Также в число анализируемых данных включено:

7. значение дня (рабочий / выходной день);
8. длительность пребывания мужчин, женщин и детей.

Имеющиеся данные содержат недостатки: часть наблюдений не являются полными, а каждое наблюдение содержит параметры за тот же месяц, что и значение теплопотребления, которое должно быть спрогнозировано. Это создаёт противоречие с поставленной задачей: не имеет смысл прогнозировать потребление за уже прошедший месяц. В связи с этим следует провести отдельный этап преобработки данных, в ходе которого данные будут приведены к виду, при котором каждое наблюдение будет описывать ситуацию, подходящую для обучения с учителем. Т.е. новые наблюдения должны содержать данные за прошлый месяц, которые уже известны и сняты, а значение теплопотребления за текущий месяц, которое можно спрогнозировать.

В ходе преобразования неизменно будут потеряны данные: первый месяц наблюдений не будет рассматриваться, т.к. в этот месяц неизвестно значение показателей за предшествующий месяц; последний месяц будет рассматриваться, однако показатели за него не смогут перейти в следующий месяц. После выполнения преобразования набор содержит 1663 наблюдения, из которых 1603 указаны как обучающие, а 60 – как тестовые.

Анализ полносвязных моделей показывает, что оптимальной являются конфигурации моделей с тремя скрытыми слоями: они достигают лучших результатов, при этом не проигрывая во времени более простым моделям с меньшим числом скрытых слоёв [5]. Характеристики двух моделей, MLP-d32relu-d32relu-mse-8, достигшей лучшей точности на валидационном множестве, и MLP-d512relu-d32relu-d32relu-mse-8, лучшей на тестовом множестве, приведены в таблице 1.

Таблица 1. Характеристики лучших моделей, обученных на наборе данных с сдвигом, удалением и стандартизированной оценкой

Модель	MLP-d32relu-d32relu-mse-8	MLP-d512relu-d32relu-d32relu-mse-8
Время обучения, с	40,17	24,37
Количество эпох обучения	238	96
Batch	64	64
MAE (обучающая выборка)	20,57	18,94
MSE (обучающая выборка)	1185,27	1029,07

MAE (валидационная выборка)	16,26	16,63
MSE (валидационная выборка)	911,17	979,67
MAE (тестовая выборка)	15,63	14,90
MSE (тестовая выборка)	706,81	672,94

Наименьшую погрешность на тестовой выборке имеет вторая рассматриваемая модель, имеющая три слоя по 64 нейрона, функцию потерь MAE и количество эпох обучения 96.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработано нейросетевое программное обеспечение для прогнозирования теплового потребления вентиляцией здания [6]. Успешно выполнено тестирование программного продукта и рассмотрен пример расчёта теплового баланса на имеющихся реальных данных по зданию школы типового проекта 65-426/1 в г. Москва. Использование результатов расчетов позволит существенно снизить издержки объектов отопления и повысить эффективность систем управления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Гужов С.В., Арбатский А.А., Тороп Д.В.** О повышении точности регулирования систем вентиляции за счёт применения искусственных нейронных сетей // С.О.К., 2023, №06, стр. 52-53.
2. **Свод правил СП 50.13330.2012** Тепловая защита зданий. URL: <https://www.minstroyrf.gov.ru/docs/1882/> Дата обрац.: 25.04.2024.
3. **Гужов С.В., Арбатский А.А., Тороп Д.В.** О формировании базы данных цифровой модели системы теплоснабжения здания // С.О.К., 2023, №06, стр. 32-35.
4. **Гужов С.В., Крылова Е.В., Андриянин С.А.** Сравнение отечественных и европейских подходов при расчёте ИТП для здания офисного типа в условиях недостаточности данных // С.О.К., 2022, №07, стр. 36-38.
5. **Варшавский П.Р., Гужов С.В., Сесин А.А., Башлыков М.С.** Разработка программных средств для расчёта и прогнозирования интегрального индекса системы теплоснабжения типовых зданий на основе нейросетевых методов // Вестник Московского энергетического института. Вестник МЭИ., 2024, №1, стр. 138-146.
6. **Online - калькулятор расчета теплового баланса здания.** URL: <https://tci.mpei.ru/> Дата обрац.: 27.04.2024.

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ НАПРАВЛЕНИЯ ТЕРРИТОРИАЛЬНОГО РАСШИРЕНИЯ ГОРОДА С ТОЧКИ ЗРЕНИЯ МИНИМАЛЬНОГО ЭНЕРГОПОТРЕБЛЕНИЯ

Данная работа посвящена предварительной оценке влияния направления расширения мегаполиса (Москвы) на его энергопотребление. Выводы работы основываются на анализе энергопотребления типового здания, расположенного в разных районах мегаполиса вблизи действующих метеостанций. В расчетах использованы параметры наружного климата, относящиеся ко всему городу в соответствии с действующими СНиП в интервале с 1981 по 2023 гг. [1-2]. Эти данные сопоставлены с изменениями, которые касаются площади мегаполиса [3], выносом производств за черту города, а также с изменением климата.

Результаты анализа данных СНиП за отмеченный период указали на тенденцию к потеплению климата, которая носит локально-временной характер и относится, в основном, к зимнему периоду. На основании выполненного теплотехнического расчета теплозащитной оболочки жилого здания и системы отопления установлена возможность сэкономить на теплоизоляционном материале и тепловой энергии, необходимых для поддержания комфортных условий в помещениях типового жилого здания.

Отмеченная возможность минимизации энергопотребления для обеспечения комфортных условий в помещениях здания, может быть реализована, если при его проектировании и возведении будут учтены характеристики наружного климата, основанные не на осредненных его показателях по всему мегаполису, а на локальных его особенностях, зависящими от мест предполагаемого и фактического расположения здания на территории расширяющейся Москвы.

АКТУАЛЬНОСТЬ

Согласно [3] в результате расширения Москвы на Юга – Запад изменилось преобладающее направ-

ление ветра (рис.1), а также увеличилась температура наружного воздуха наиболее холодной пятидневки за счет присоединения новых более теплых территорий. Эти два фактора способны повлиять на величину требуемого сопротивления теплопередачи теплозащитной оболочки зданий, а значит и на количество теплоты, необходимой для поддержания комфортных условий в помещениях московских застроек. Поэтому важно установить разницу в величине тепловой энергии, требуемой для поддержания комфортных условий в однотипных зданиях, расположенных в разных районах Москвы, отличающихся по параметрам внешней среды.

Цель: на примере одного типового жилого здания (рис.2), теоретически располагаемого в разных районах мегаполиса, оценить влияние наблюдаемого территориального расширения города, выноса энергоемких производств за черту города, глобального потепления и других факторов, связанных с урбанизацией города на его энергопотребление.



Рис. 2. Типовое жилое здание

По сути необходимо получить ответ на вопрос: «Целесообразно ли использовать осредненные данные [1-2], относящиеся ко всему мегаполису, при расчете тепловой изоляции здания, которое, теоретически, может находиться в разных районах города с отличающимися параметрами внешней среды.

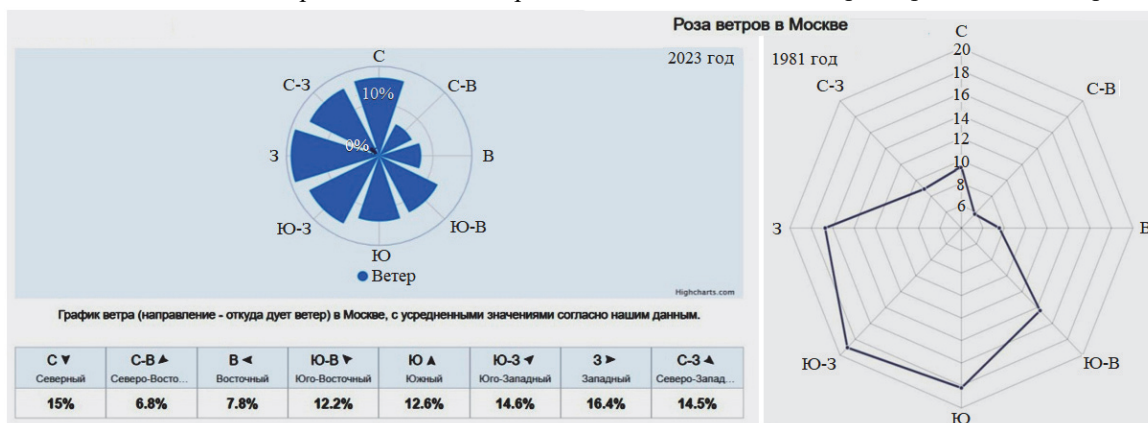


Рис. 1. Роза ветров в г. Москва в разные годы (1981 г. и 2023 г.)

Либо воспользоваться в расчетах локальными данными метеостанций [4-5], соответствующих месту расположения рассматриваемого здания».

Для достижения указанной цели поставлены и решены следующие задачи:

- Выполнен анализ данных СНиП за период с 1981 по 2023 гг, отражающих изменение параметров наружного климата для г. Москва [1-2]. Установлено, что процесс потепления климата отражается в том, как изменяются осредненные его показатели, представленные в нормативных документах. Однако эти документы не отражают локальные параметры климата, которые относятся к отдельным районам расширяющегося мегаполиса;

- Произведен расчет тепловой изоляции для типового жилого здания с учетом действующего нормативного документа [6-7], основанном на осредненных показателях климата для г. Москва. Кроме того, выполнен пересчет, для тех районов расширенной Москвы [8-12], где локальные характеристики климата, полученные с метеостанций из разных районов мегаполиса, заметно отличаются от средних значений, представленных в СНиП. В первом случае расчет теплозащитной оболочки здания и системы отопления опирается на локальные значения параметров наружного климата (температуры наружного воздуха и наиболее холодной пятидневки (рис. 3), продолжительность отопительного периода и т.д.). В расчетах использовались данные с метеостанций в районе Балчуг, как в наиболее теплом районе мегаполиса, а также данные метеостанции во Внуково, как наиболее удаленной от центра Москвы.

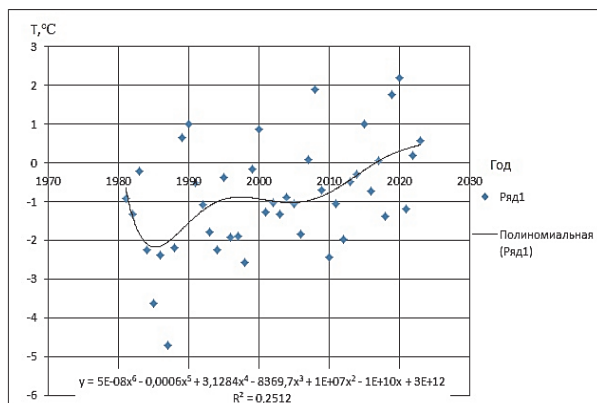


Рис. 3. Распределение средней температуры наружного воздуха за отопительный период в мегаполисе по годам

- В результате выполненных расчетов определена экономия потребляемого тепла. Она составила 3,54% в районе Внуково и 14,65% в районе Балчуг. При этом количество теплоизоляционного материала, используемого в наружном ограждении здания, снизилось на 15-20%.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Процесс локального потепления в мегаполисе связан не только с процессами, вызванными глобальным потеплением на планете и/или урбанизацией городской среды. Не менее сильное влияние на изменение климата в нём и на его энергопотребление может оказывать расширение мегаполиса. Направление территориального расширения может приводить к присоединению более теплых или холодных территорий, что влияет на параметры наружного климата, которые используются при расчете теплозащитной оболочки зданий и систем, поддерживающих комфортные условия в их помещениях.

Отказ от осредненных параметров климата по мегаполису и переход к локальным характеристикам, образующих его районы, позволит повысить точность в определении энергии, необходимой для обеспечения теплового и светового комфорта в помещениях зданий и сооружений.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках Государственного задания № FSWF-2023-0017 (Соглашение № 075-03-2023-383 от 18 января 2023 г.) в сфере научной деятельности на 2023-2025 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Строительная** климатология, справочное пособие к СНиП 23 – 01 – 99.
2. **Строительная** климатология и геофизика СНиП 2.01.01-82.
3. URL: <https://stan-1.ru>
4. **Погода** в Москве. URL: https://rp5.ru/Погода_в_Москве
5. **Погода** и климат <http://www.pogodaiklimat.ru/history/27612.htm>
6. **Кузнецова О.В.** Теплотехнический расчет ограждающих конструкций: учебно-методическое пособие. УГЛТУ, Екатеринбург, 2016. – 19 с.
7. **СП 50.13330.2012** «Тепловая защита зданий»
8. **Каталог** полипропиленовых труб ООО «ВЕСТА РЕГИОНЫ». Valtec. 2023, URL: https://valtec.ru/catalog/sistemy_polipropilenovyh_truboprovodov/
9. **Каталог** биметаллических радиаторов АО «САНТЕХПРОМ». 2023. URL: <https://santexprom.ru/catalog/bimetallicheskie-radiatory/>
10. **Рекомендации** по применению биметаллических секционных радиаторов «САНТЕХПРОМ». М: ООО «Витатерм», 2010.
11. **Сканави А.Н.** Отопление: Учебник для студентов вузов, обучающихся по направлению «Строительство», специальности 290700/ Л.М. Махов. – М: АСВ, 2002. – 576 с.
12. **Справочник** проектировщика. Внутренние санитарно-технические устройства Ч.1. Отопление / Под редакцией И.Г. Старовойта. – М: Стройиздат, 1990. – 343 с.

СОДЕРЖАНИЕ

Секция 1. Гидродинамика и тепломассообмен	5
<i>С.З. Сапожников</i> Градиентная теплотометрия как новая технология и идеология в эксперименте	6
<i>С.А. Исаев, С.З. Сапожников, Д.В. Никущенко, В. Ю. Митяков, А. А. Ключ, В. В. Сероштанов</i> Градиентная теплотометрия в исследовании интенсификации теплообмена на пластине с однорядными наклонными овально-траншейными лунками.....	8
<i>В.И. Терехов</i> Диссипация энергии в течении Куэтта - Тэйлора. Фундаментальные исследования и приложения	10
<i>А.В. Серяков, А.В. Конькин, А.П. Алексеев</i> Закрученные течения пара в коротких линейных тепловых трубах	12
<i>Е.В. Леонов, Ю.И. Шанин</i> Теплообмен в элементах охлаждаемых деформируемых зеркал адаптивной оптики	14
<i>Е.В. Леонов, Ю.И. Шанин</i> Тенденции развития и достигнутые результаты для систем охлаждения лазерных зеркал.....	16
<i>В.М. Молочников, Н.Д. Пащикова, А.А. Паерелий, И.В. Никифоров</i> Структура течения и переход к турбулентности при отрыве закрученного потока в каналах	18
<i>Н.А. Киселёв, Н.С. Маластовский, Ю.А. Виноградов, А.Г. Здитовец</i> Исследование сжимаемого теплового пограничного слоя в щелевом канале с градиентом давления	20
<i>Н.С. Маластовский, Н.А. Киселёв, Ю.А. Виноградов</i> Восстановление параметров теплообмена в сверхзвуковом щелевом канале с использованием высокоскоростной ИК-съёмки	22
<i>А.Г. Здитовец, Н.А. Киселёв, Ю.А. Виноградов</i> Исследование влияния степени начальной закрутки потока на параметры спортивной конденсации влажного воздуха в сверхзвуковом сопле	24
<i>К.К. Кафиева, М.А. Засимова</i> Исследование вихревых течений, формируемых при импульсной подаче турбулентной плавучей струи.....	26
<i>М.О. Иващенко, И.А. Борисенко, А.В. Нетелев</i> Оценка характеристики эффективности процесса вдува газа в пограничный слой для блокировки теплового потока	28
<i>В.Р. Адиятуллин, А.С. Галаев, В.В. Риз</i> Численное моделирование турбулентного течения и теплообмена в канале прямоугольного сечения с двусторонним внутренним наклонным и шевронным оребрением	30
<i>А.В. Чичиндаев, И.В. Хромова, М.Р. Выборов</i> Особенности работы теплообменника-конденсатора СКВ.....	32
<i>А.П. Сорокин, Ю.А. Кузина, В.Н. Дельнов, Н.А. Денисова</i> Актуальные исследования теплогидравлических процессов в обоснование характеристик и безопасности реакторов на быстрых нейтронах.....	34
<i>Л.Б. Директор, В.А. Синельщиков</i> Моделирование реактора гетерогенного пиролиза метана.....	36
<i>Л.О. Асланян, А.А. Сидоров</i> Моделирование адсорбции CO ₂ в блоке комплексной очистки природного газа.....	38
<i>Л.В. Плотников, Д.А. Давыдов, Д.Н. Красильников, В.А. Шурупов</i> Конструкторские способы управления уровнем теплообмена пульсирующих потоков в выпускном коллекторе для повышения надежности поршневых двигателей	40
<i>Е.П. Валуева</i> Влияние теплового граничного условия на стенке плоского канала на теплоотдачу при ламинарном пульсирующем течении в квазистационарном режиме	42
<i>К.В. Брызгалов, А.Ю. Сахнов, В.С. Наумкин</i> Численное моделирование течения в плоском конфузоре с профилированным входным участком	44
<i>Г.В. Кузнецов, В.И. Максимов, Б.В. Борисов, Т.А. Нагорнова, Ф.Ю. Салихов</i> Экспериментальное исследование распространения диоксида углерода в локальной рабочей зоне при работе лучистого источника нагрева – газового инфракрасного излучателя	46
<i>И.В. Колесниченко, А.Д. Мамыкин, В.С. Озерных, Р.И. Халилов</i> Генерация транзитного спирального течения жидкого металла с помощью электромагнитных сил.....	48
<i>М.В. Малеваный, Д.А. Коновалов</i> Численное моделирование однофазного охлаждения канала, заполненного пористой средой в условиях изменяющейся внутренней геометрии	50

<i>Д.В. Доронков, С.М. Дмитриев, Т.Д. Демкина, А.А. Добров, А.Н. Пронин, А.В. Рязанов</i> Гидродинамика теплоносителя в пучке твэлов тепловыделяющей сборки реактора РИТМ модернизированного плавучего энергоблока.....	52
<i>А.Ю. Сахнов, К.В. Брызгалов, В.С. Наумкин</i> Влияние тепловых граничных условий на пограничный слой при умеренном и сильном ускорении основного потока.....	54
<i>О.В. Егошина, С.К. Лукутина</i> Влияние конструкции устройства отбора пара на теплофизические параметры потока	56
<i>Д.Э. Агеев, М.А. Засимова</i> Численное моделирование свободной конвекции воздуха около одиночной горизонтальной трубы с разной формой и коэффициентом оребрения.....	58
<i>М.А. Хуснутдинова, А.И. Хайбуллина, А.А. Синявин, А.Р. Хайруллин</i> Локальный теплообмен в кольцевом канале с вращающейся внутренней поверхностью.....	60
<i>К.N. Eliseev</i> Numerical investigation of natural convection heat transfer from casks for spent nuclear fuel.....	62
<i>Ю.К. Руденко, А.В. Пуштаев, Ю.Ю. Плаксина, Н.А. Винниченко, А.В. Уваров</i> Особенности распространения тепла при лазерном ИК-нагреве поверхности жидкости	64
<i>Д.А. Сулов, С.Г. Скрипкин, С.И. Шторк</i> Характеристики турбулентного потока при управлении крупномасштабными вихревыми структурами за рабочим колесом модели гидротурбины Френсиса	66
<i>И.В. Деревич, Д.И. Матюхина</i> Аналитическое и численное моделирование прогрева композитной капли углеводород – вода с включениями угольных микрочастиц.....	68
<i>А.М. Молчанов, А.Д. Ежов</i> Узкополосная модель к-распределения для H ₂ O в условиях термической неравновесности.....	70
<i>И.А. Знаменская, И.Н. Павлов</i> Методы панорамной визуализации и анализа области интенсивного теплообмена в зоне контакта жидкости с поверхностью	72
<i>Р.В. Бударрагин, А.Д. Серов</i> Тепломассоперенос в системах калориметрического измерения большой ВЧ-мощности	74
<i>В.С. Судаков</i> Движение активных капель в эмульсии при воздействии течения Марангони: взаимодействие активных и пассивных капель	76
<i>Я.И. Листратов, Н.А. Лучинкин, И.И. Шафиков, Н.Г. Разуванов</i> Смешанная конвекция при подъемном течении жидкого металла в обогреваемой круглой трубе в поперечном магнитном поле	78
<i>И.А. Борисенко, М.О. Иващенко, А.В. Нетелев</i> Определение коэффициента аккомодации при взаимодействии лобового тормозного экрана с набегающим потоком	80
<i>А.М. Молчанов, М.С. Шилов, А.О. Полетаев</i> Влияние турбулентных пульсаций на скорости химических реакций.....	82
<i>А.Г. Батухтин, М.С. Басс, М.В. Кобылкин, Ю.О. Риккер, В.И. Рудой</i> Исследование аэродинамических характеристик плазменных систем термохимической подготовки топлива, оценка факторов, влияющих на точность исследования.....	84
<i>Г.С. Маршалова, Д.В. Островская, А.Б. Сухоцкий, Е.С. Данильчик</i> Влияние площади проходного сечения при разных высотах вытяжной шахты на теплоотдачу однорядного пучка оребренных труб с учетом их внешнего загрязнения	86
<i>С.А. Князев, В.В. Сороштанов, А.А. Гусаков</i> Исследование теплогидравлической эффективности цилиндра со стрержнями-турбулизаторами	88
<i>Р.Ф. Рахимов, Н.Ю. Пятницкая, Е.А. Белавина</i> Особенности теплообмена и гидродинамики перспективных теплоносителей на примере имитаторов расплава солей в условиях, актуальных для реакторных установок нового поколения	90
<i>Е.А. Михайлов, И.О. Тепляков, А.П. Степанова, А.С. Тихонова</i> Электровихревое течение под действием внешнего магнитного поля в цилиндрическом контейнере с малым верхним электродом.....	92
<i>А.В. Ненарокомов, Д.Л. Ревизников, И.А. Николичев, А.С. Гриненко</i> Термобаллистический анализ проекта многоразового космического корабля при возвращении на околоземную орбиту с орбиты Луны.....	94
<i>М.А. Пахомов, В.И. Терехов</i> Численное моделирование турбулентного газочапельного закрученного потока в цилиндрическом канале	96
<i>Н.А. Лучинкин, Н.Г. Разуванов, О.Н. Полянская</i> Исследование МГД-теплообмена при течении жидкого металла в системе «труба в канале» в условиях, приближенных к модулю blankets термоядерного реактора.....	98

<i>Э.С. Волкова, Н.М. Савченкова</i> Способы расчёта теплообмена излучателя с контурной тепловой трубой.....	100
<i>Ю.Л. Леухин, П.Д. Алексеев</i> Исследование теплоотдачи вогнутой поверхности коротких кольцевых каналов при натекании на нее импактных струй.....	102
<i>Деб Равад, А.А. Дудолин</i> Численное исследование влияния формы ребер на коэффициент аэродинамического сопротивления труб с оребрением.....	104
<i>Л.А. Сукомел, О.Н. Кабаньков, В.Б. Анкудинов</i> Поля скорости и температуры в однофазном контуре естественной циркуляции при различных условиях теплоподвода на обогреваемой поверхности.....	106
<i>Р.В. Бударрагин, Т.М. Маркеева, Д.С. Ручкин</i> Проектирование системы водяного охлаждения тепловыделяющих сборок резистивных элементов.....	109
<i>С.С. Попович, А.Г. Здитовец, Н.А. Киселев, Ю.А. Виноградов</i> Экспериментальное исследование дисперсности распыла капель воды форсункой.....	111
<i>М.И. Еришов, А.Д. Никитин, О. Нордин, В.Г. Тупоногов, А.Ф. Рыжков</i> Экспериментальное исследование влияния дисперсного состава на характеристики поля давлений в холодной модели газогенератора опила.....	113
<i>Ли Сунцин, В.И. Салохин, Д.В. Сиденков</i> Сравнение гладкотрубного пучка с круглыми и каплевидными трубами.....	115
<i>И.В. Наумов, Б.Р. Шарифуллин</i> Бесконтактное энергоэффективное перемешивание жидких сред управляемым воздушным или жидким вихрем.....	117
<i>А.А. Завгородний, Д.А. Коновалов, Н.Н. Кожухов</i> К оценке эффективности применения труб с поперечными кольцевыми гофрами различной конфигурации.....	119
<i>С.С. Салодкин, Ю.И. Тюрин, В.В. Сохорева</i> Оптимизация теплообмена в мишени из диоксида теллура при производстве радионуклидов йода на циклотроне.....	121
<i>Г.В. Кузнецов, Е.В. Кравченко</i> Тепловой режим базовой ячейки электрохимической системы хранения энергии в условиях интенсивного теплообмена.....	123
<i>В.И. Рязских, Д.А. Коновалов, М.Т. Орехова</i> Идентификация температуры на выходе из пористого 2-D слоя с объёмно-локальным внутренним источником теплоты.....	125
<i>А.В. Рязских, А.А. Краснов, А.А. Хвостов, Д.А. Коновалов, В.И. Рязских</i> Неизотермический массообмен в ламинарном потоке броуновской суспензии с адгезией дисперсной фазы на начальном участке плоского канала при больших числах Пекле.....	127
<i>Ю.В. Шацких, А.В. Костановский</i> Измерение температуропроводности жидкости с помощью А-калориметра методом регулярного режима.....	129
<i>А.Г. Исламова, С.А. Шуляев, Н.Е. Шлегель, П.А. Стрижак</i> Столкновение капель жидкости с мембранными поверхностями.....	131
<i>Е.В. Панкратов</i> Исследование влияния вторичных вихрей на теплоотдачу кольцевого канала с неподвижными поверхностями при закрутке потока.....	133
<i>Т.Д. Демкина, С.М. Дмитриев, Д.В. Доронков, А.А. Добров, А.Н. Пронин, А.В. Рязанов</i> Исследование гидродинамики теплоносителя на входе тепловыделяющей сборки реактора РИТМ.....	135
<i>С.В. Сыродой, Р.Р. Замалтдинов, Г.В. Кузнецов</i> Влияние скорости потока на характеристики дробления капель водоугольного топлива.....	137
<i>А.С. Федотов, М.А. Медведева, И.А. Зур, А.В. Куни, Я.Д. Галкин, В.А. Чеховский, Ю.А. Федотова, А.А. Шиш, Ю.В. Шафаревич, С.А. Мовчан, Г.В. Мецераков, А.А. Макаров, И.А. Балашов, В.Г. Сенкевич, А. Галуза</i> Термостабилизация электроники РОС установки MPD коллайдера NICA.....	139
<i>А.Н. Павленко</i> Основные принципы разработки методов интенсификации теплообмена при кипении.....	142
<i>В.И. Жуков, Д.А. Швецов, А.Н. Павленко</i> Теплообмен при кипении в тонком слое диэлектрической жидкости HFE-7100 на сетчатых покрытиях.....	144
<i>А.В. Рудов, А.К. Ястребов</i> О возможности объёмной конденсации при интенсивном испарении с межфазной поверхности.....	146
<i>Д.А. Швецов, А.Н. Павленко, В.И. Жуков</i> Теплообмен при кипении в слоях органических жидкостей на 2-D модулированных пористых покрытиях.....	148
<i>В.В. Кузнецов, А.С. Шамирзаев</i> Гидродинамика и тепломассообмен при фазовых превращениях в малоразмерных системах.....	150

<i>Т.А. Гатауллин, К.Б. Минко, В.И. Артемов</i> Численное моделирование пленочного кипения насыщенной жидкости на поверхности горизонтального цилиндра методом VOF	152
<i>Т.А. Губанова, В.В. Ягов</i> Воздействие струи недогретой жидкости на динамику перехода от устойчивого плёночного кипения к интенсивному режиму теплообмена	154
<i>В.А. Шурупов, К.А. Бусов</i> Экспериментальное исследование вскипания перегретой воды, истекающей через короткие овалы и цилиндрические каналы	156
<i>С.З. Сапожников, В.Ю. Митяков, П.Г. Бобылев, А.В. Павлов</i> Градиентная теплотометрия как метод изучения кипения при околокритических параметрах	158
<i>М.Д. Филиппов, А.В. Дедов</i> Исследование теплообмена при пузырьковом кипении на модифицированных поверхностях	160
<i>С.З. Сапожников, А.В. Павлов, П.Г. Бобылев</i> Влияние взвеси частиц Al_2O_3 и TiO_2 на теплообмен при кипении воды в большом объеме	162
<i>Р.А. Дуплякин, В.В. Глазков</i> Модель пленочного кипения высокой интенсивности при охлаждении струей недогретой жидкости	164
<i>П.Г. Макаров, А.П. Дроздов</i> Эффект Лейденфроста как фактор формирования объемных мезопористых структур	166
<i>А.П. Солодов, Ван Чжун, Д.В. Сиденков</i> Расчет температурного поля в ребрах сложной конфигурации при пузырьковом кипении на поверхности ребер	168
<i>Н.В. Васильев, С.Н. Вавилов, Е.А. Лиджиев</i> Исследование развития парового взрыва при дроблении струи расплава	170
<i>В.М. Зайченко¹, Н.М. Корценштейн, А.Л. Шевченко</i> Влияние испаряющихся капель воды на тепловой режим процесса торрефикации	172
<i>Н.М. Корценштейн</i> Температурный режим в газе с внутренним источником тепла при наличии испаряющихся капель	174
<i>Г.Г. Яньков, К.Б. Минко, О.О. Мильман, В.И. Артемов</i> Численное моделирование конденсации при опускном течении фреона-113 в вертикальном канале методом VOF в трехмерной постановке	176
<i>Г.Г. Яньков, К.Б. Минко, О.О. Мильман, В.И. Артемов</i> Моделирование конденсации насыщенного пара R-142B в горизонтальной трубе методом VOF в сопряженной со стенкой постановке	178
<i>А.С. Никулин, С.А. Токарев, В.И. Мелихов, О.И. Мелихов</i> Исследование течения двухфазного потока вблизи погруженного дырчатого листа	180
<i>В.С. Штелинг, А.Т. Комов, П.П. Щербаков, А.В. Захаренков, А.П. Слива</i> Охлаждение диспергированным потоком, совершающим фазовый переход, модифицированной поверхности	182
<i>А.А. Сидоров, А.К. Ястребов</i> Моделирование объемной конденсации с учетом коагуляции частиц в турбулентном потоке	184
<i>Ю.П. Ивочкин, О.А. Синкевич, С.С. Щигель</i> К вопросу о триггере парового взрыва капли высокотемпературного расплава в воде	186
<i>А.А. Сидоров, А.К. Ястребов</i> Моделирование объемной конденсации CO_2 из воздуха в ступени турбодетандера в широком диапазоне рабочих режимов	188
<i>Д. Алхатиб, Ю. В. Люлин</i> Моделирование пленочной конденсации чистого пара в сплюснутых трубах	190
<i>Ю.Ю. Пузина, А.П. Крюков, И.А. Ячевский</i> Восстановительный тепловой поток при кипении гелия-II в U-образном канале с монодисперсной пористой засыпкой	192
<i>N.M. Kortsenssteyn, L.V. Petrov</i> Bulk condensation at intensive evaporation from the interfacial surface	194
<i>Д.В. Воробьев, П.Г. Макаров, И.А. Михайлова</i> Оптимизация энергопотребления термоэлектрических модулей путем интенсификации теплообмена с помощью спрейного охлаждения	196
<i>В.Ю. Левашов, А.П. Крюков, А.Л. Кусов</i> Влияние гомогенной нуклеации на структуру течения при нестационарном испарении	198
<i>Ю.В. Люлин, О.А. Кабов</i> Исследование движения межфазной поверхности слоя жидкости в условиях интенсивного испарения в поток газа	200
<i>А.А. Клементьев, К.Б. Минко, В.И. Артёмов</i> Моделирование методом VOF конденсации насыщенных паров хладонов на одиночных горизонтальных трубах с применением различных CFD-кодов	202

<i>О.О. Мильман, А.С. Голдин, Б.А. Шифрин</i> Анализ эффективности процесса расширения двухфазной среды в соплах ГПТ	204
<i>А.С. Николаев, И.А. Михайлова</i> Коллективные эффекты испарения массивов капель с фиксированным межкапельным расстоянием	206
<i>А.А. Сидоров, В.Ю. Левашов, А.П. Крюков</i> Численное моделирование объемной конденсации с применением CFD-пакета при наличии испарительных граничных условий.....	208
<i>Э.Р. Зайнуллина, В.Ю. Митяков</i> Теплообмен при конденсации насыщенного водяного пара на поверхности горизонтальной трубы	210
<i>Е.М. Смирнов, Д.К. Зайцев, Е.В. Колесник</i> Опыт трехмерного численного моделирования рабочего процесса в осцилляционных тепловых трубах	212
<i>С.В. Петрова, А.О. Городнов, С.Г. Черкасов</i> Обратные задачи тепломассопереноса при наддуве криогенных ракетных баков	214
<i>Ю.П. Ивочкин, С.М. Юдин, И.А. Михайлова, Т.Д. Серегин</i> Исследование особенностей взаимодействия легкоплавких расплавов металлов с жидкостью-охладителем	216
<i>Ю.А. Кузма-Кичта, А.С. Комендантов, А.Ф.Круг, А.С. Киселев, О.В. Страшикова, А.С. Смирнова</i> Разработка уравнения для критической тепловой нагрузки при кипении недогретой воды в макро-, мини-, и микроканалах.....	218
<i>А.С. Мякочин., В.В. Тлевцежев</i> Межфазный теплообмен при длительном хранении криоохлаждающей жидкости в баке.....	220
<i>Р.А. Дуплянкин, В.В. Глазков</i> Модель пленочного кипения высокой интенсивности при охлаждении струей недогретой жидкости	222
<i>П.В. Хан, А.С. Сафаров, А.А. Левин, М.К. Москвин, И.А. Филатов</i> Особенности теплообмена и парообразования на поверхности с выступами при импульсном нагреве	224
<i>Г.А. Рябов, О.М. Фоломеев</i> Расчет гидродинамических характеристик связанных между собой реакторов с циркулирующим кипящим слоем системы получения водорода в химических циклах	226
<i>И.А. Заграй, В.А. Кузьмин</i> Пирометрическое определение температуры рабочей среды при факельном сжигании торфа	228
<i>С.Ю. Ларионов, А.З. Гиззатуллин, Б.Е. Рябчиков, А.А. Пантелеев, М.М. Шилов</i> Горизонтальный интенсифицированный осветлитель с известкованием для подготовки питательной воды на ТЭС	230
<i>П.А. Стрижак, Н.Е. Шлегель, М.В. Школа</i> Локализация и подавление термического разложения и пламенного горения конденсированных веществ с применением газовых гидратов.....	232
<i>Д.Н. Герасимов, И.В. Попов</i> Восстановление плотности теплового потока на границе твердого тела по данным измерения температуры	234
<i>К.Т. Чан, И.А. Михайлова, П.Г. Макаров</i> Объемный нагрев графеновых наножидкостей и испарение с поверхности графеновых структур за счет теплового излучения	236
<i>С.С. Журавлёв, П.Г. Макаров, И.А. Михайлова</i> Методы анализа и оптимизации термоинтерфейсов для повышения эффективности термоменеджмента	238
<i>Ю.А. Дементьев, С.А. Дегтярев, Ф.В. Роньшин, Е.А. Чиннов</i> Особенности теплообмена двухфазных парогазожидкостных течений в плоском микроканале	240
<i>М.В. Макаров, Г.Г. Яньков, В.И. Артёмов</i> Численное исследование структуры течения жидкого металла при смешанной конвекции в неоднородно обогреваемых трубах в поперечном магнитном поле	242
<i>Ю.С. Апостол</i> Численное моделирование закрученной струи несмешивающихся жидкостей.....	244
<i>А.В. Жиркин</i> Применение модифицированных уравнений Навье-Стокса для решения задачи о потере устойчивости вязкого течения Пуазейля.....	246
<i>Э.А. Болтенко, В.М. Кочергин</i> Определение теплогидравлических характеристик ТВС с трубчатыми твэлами на основе исследований на одностержневой электрообогреваемой модели трубчатого твэла.....	248
Секция 2. Физика плазмы и плазменные технологии	248
<i>Д.Н. Герасимов, Ю.А. Жукова</i> Исследование динамических параметров слаботокового электрического разряда в жидкости.....	251
<i>Д.А. Бирюков, В.И. Волков, Д.Н. Герасимов, Н.А. Соловьев</i> Электрические эффекты в жидкости при ультразвуковом воздействии	253

<i>В.В. Кузенов, С.В. Рыжков</i> Радиационно-магнито-газодинамические вычисления при взаимодействии мощных потоков энергии с веществом в магнитном поле.....	255
<i>В.В. Манухин</i> Расчет параметров измененного слоя карбида кремния при стехимическом распылении ионами водорода	257
<i>В.П. Будаев</i> Сильная турбулентность замагниченной плазмы: современные проблемы и задачи исследований	259
<i>В.И. Тепикин, П.В. Саврухин, Е.А. Шестаков, П.Д. Лисовой, А.И. Аристов, А.В. Храменков</i> Моделирование сигналов диагностики рентгеновского излучения на токамаке Т-15МД.....	261
<i>Р.Р. Антипов, Т.Р. Биалов</i> Экспериментальное исследование растворимости ионно-обменных смол в сверхкритическом CO ₂ для применения в электроплазменной обработке.....	263
<i>А.И. Аристов, Е.А. Шестаков, А.В. Храменков, П.В. Саврухин, В.И. Тепикин, П.Д. Лисовой</i> Возможности нейтронной диагностики на токамаке Т-15МД	265
<i>Ю.А. Чивель</i> Плазмодинамическая система высокого давления	267
<i>А.В. Дедов, А.В. Лукашевич, В.И. Тепикин</i> Оценка температурного распределения по сечению модуля дивертора токамака с реакторными технологиями	269
<i>Е.О. Румянцева, О.В. Васильев</i> Тепловой расчет компонентов (вакуумной камеры, теплового экрана и криостата) установки ТРТ	271
<i>А.И. Аристов, М.С. Корнев, Д.А. Орловский</i> Моделирование температурных профилей элементов первой стенки на токамаке ТРТ.....	273
<i>А.В. Тверской, В.С. Тверской, М.К. Кылышканов, М.А. Подойников, К.А. Шестаков</i> Моделирование равновесных состояний термодинамической системы МGFОН для плазменного пиролизного фторида магния с получением оксида магния и фтороводорода	275
<i>В.С. Тверской, А.В. Тверской, С.В. Дегтярев</i> Техника электродуговой пароводяной плазмы.....	277
<i>Д.И. Кавыркин, С.Д. Федорович, К.В. Чан, В.П. Будаев, А.В.Карпов, В.Ф. Чиннов, М.В. Лукашевский, А.А. Коныков, К.А. Rogozin, Е.А. Муравьева</i> Параметры плазменной обработки, приводящие к росту "пуха" на поверхности вольфрамового образца	279
<i>С.С. Ананьев</i> Расчет потоков изотопов водорода в топливном цикле токамака на основе теории и эксперимента в области физики плазмы.....	281
<i>С.Д. Федорович, В.П. Будаев, М.С. Чилин</i> Исследование эмиссионных свойств поверхности вольфрама и графита после плазменной обработки в установке ПЛМ-М	283
<i>С.Д. Федорович, В.П. Будаев, М.В. Лукашевский, И.Н. Павлов, Э.И. Ибрагимова</i> Результаты обработки измерений атомно-силовой микроскопии наноструктурированной поверхности вольфрама после плазменного воздействия в установке ПЛМ	285
<i>С.Д. Федорович, В.П. Будаев, М.В. Лукашевский</i> Методы и результаты измерения плотности плазменно-теплового потока на образец в установке ПЛМ-М	284
<i>Л.Б. Беграмбеков, Н.А. Пунтаков</i> Особенности образования и развития пористости в приповерхностном слое графита при высокотемпературном интенсивном ионном облучении.....	288
<i>А.В. Голубева, В.Х. Алимов, В.С. Ефимов, Т.А. Шишкова, Д.И. Черкез, Н.О. Степанов, Д.А. Козлов, А.П. Персианова, Н.П. Бобырь, В.М. Чернов</i> Выход дейтерия из малоактивируемой ферритно-мартенситной стали ЭК-181 с течением времени	290
<i>Т.А. Шишкова, Д.И. Черкез, А.В. Голубева, Н.О. Степанов, Н.П. Бобырь, Д.А. Козлов, Д.С. Дугин, П.А. Федин, В.М. Чернов, М.Б. Розенкевич</i> Изотопный обмен водорода в стали ЭК-181	292
<i>А.П. Персианова, А.В. Голубева, В.С. Ефимов</i> Моделирование термодесорбции дейтерия из стали ЭК-181	294
<i>Н.О. Степанов, Д.И. Черкез, А.В. Спицын</i> Установка для изучения взаимодействия плазмы с материалами на основе ВЧ-источника геликонного типа: модернизация и новые результаты	296
<i>А.В. Клищенко, Ю.С. Шпанский</i> Оценка динамического воздействия электромагнитных сил на конструктивные элементы первой стенки и дивертора гибридной реакторной установки в течение большого срыва.....	298
<i>П.П. Хвостенко, Л.К. Кузнецова и коллектив токамака Т-15МД</i> Термоядерные исследования в НИЦ «Курчатовский институт» в 1979–2024 гг. и 45-летний юбилей кафедры «Общей физики и ядерного синтеза» НИУ «МЭИ»	300

<i>Г.С. Кирнев, Л.Н. Химченко, А.В. Красильников</i> Обновленный исследовательский план проекта ИТЭР.....	302
<i>Л.Н.Химченко, В.П. Будаев</i> Взаимодействие «плазма-стенка» в мощных термоядерных установках: вклад в науку и технологии	304
<i>М.В. Будаева</i> Вопросы применения современных биомедицинских методов для разработки технологий контроля ядерной безопасности в системах ИТЭР.....	306
<i>N.E. Balabaev, N.A. Luchinkin, I.A. Belyaev, L.A. Fedoseev</i> Experimental investigation of the wall's electrical conductivity influence on the formation of magneto-convective fluctuations in vertical channels	309
Секция 3. Свойства рабочих тел в теплофизике	310
<i>С.А. Керимбекова, П.А. Стрижак</i> Особенности огневой и термической очистки воды	311
<i>Е.С. Леонова, В.Н. Кудияров, Р.Р. Эльман</i> Изучение теплофизических свойств системы накопления водорода на основе гидрида магния и каталитических добавок	313
<i>С.С. Рябикин, М.А. Сутягин, Г.С. Сонькин</i> Влияние примесей наночастиц Ag/PVP на удельную теплоемкость и вязкость изопропилового спирта.....	315
<i>Ю.В. Шацких, А.В. Костановский</i> Измерение температуропроводности жидкости с помощью а-калориметра методом регулярного режима.....	317
<i>А.Р. Лепешкин</i> Методы исследований температуропроводности металлических материалов в поле центробежных ускорений и электронно-инерционного эффекта	319
<i>А.А. Герасимов, Б.А. Григорьев, И.С. Александров</i> Свойства переноса перспективных веществ – аккумуляторов теплоты. Нормальный октадекан	321
<i>С.А. Будник, А.Г. Викулов, А.В. Моржухина, В.В. Ильин</i> Методика определения теплофизических свойств катушки из высокотемпературного сверхпроводника, входящей в состав статора генератора для энергетической установки.....	323
<i>А.А. Мошин, И.А. Михайлова, Д.П. Храпцов, Д.А. Некрасов, Н.С. Захаров, Н.Г. Румянцев, Р.Р. Хаиров, Н.А. Фролов</i> Голографическая визуализация и измерение температурных полей в гелевых системах с оксидом графена.....	325
<i>А.В. Артамонов, П.Г. Макаров, И.А. Михайлова</i> Разработка методики формирования графеновых и графеносодержащих пленок	327
<i>С.А. Аверьянова, Н.К. Куракина, Н.В. Образцов, Е.Н. Тонконогов</i> Расчет коэффициента поглощения элегаза в диапазоне температур 300-30000 К и давлений 1-30 атм.....	329
<i>С.В. Рыков, И.В. Кудрявцева, Е.Е. Устюжанин, В.Ф. Очков, В.А. Рыков</i> Анализ некоторых термодинамических комплексов и данных о плотности на линии насыщения в окрестности критической точки SF ₆	331
<i>Р.В. Бударагин, Л.А. Волков, М.А. Дудина, Ю.И. Милчаева, А.А. Сазанова, А.Д. Серов, В.А. Сырова, П.А. Токарева</i> Разработка СВЧ-ваттметра на основе калориметрического метода	333
<i>В.Е. Иванов, А.Р. Лепешкин, Ч. Гуанхуа</i> Моделирование нагрева вращающихся дисков с использованием постоянных магнитов	335
<i>П.В. Папырин, Д.А. Ягодников, А.О. Новиков, К.В. Федотова</i> Организация высокотемпературной среды в обеспечение теплофизических исследований.....	337
Секция 4. Повышение эффективности, надежности и безопасности работы теплоэнергетического оборудования ТЭС и АЭС, цифровизация энергетики.....	338
<i>В.В. Клименко</i> Современные изменения климата и их влияние на энергетику России и мира	339
<i>В.В. Клименко, А.Г. Терешин, Е.В. Федотова</i> Особенности функционирования теплоэнергетики России в условиях изменения климата.....	342
<i>А.В. Жуйков</i> Экспериментальное исследование процесса совместного сжигания угля и биомассы с анализом экологических характеристик	344
<i>П.А. Щинников, И.С. Садкин</i> Теоретические основы исследования энергоустановок на основе CO ₂ -циклов.....	346
<i>С.С. Кропотова, Р.С. Волков, П.А. Стрижак, М.И. Глотов</i> Малоинерционная идентификация возгораний в помещениях	348
<i>П.В. Росляков, В.А. Шелопаев</i> Влияние доли водорода в водородсодержащих газах на эмиссию оксидов азота при сжигании топлива в энергетических установках.....	350

<i>О.В. Митрофанова</i> Актуальные исследования и обоснование способов повышения эффективности работы энергоустановок.....	352
<i>Н.А. Старовойтов, О.В. Митрофанова, И.Г. Поздеева</i> Диагностика опасных виброшумовых режимов работы сложных гидромеханических систем на основе использования метода акустических резонансов	355
<i>И.С. Садкин, П.А. Щинников</i> Термодинамические, энергетические и экономические оценки генерации электроэнергии на основе CO ₂ циклов.....	357
<i>Н.А. Большакова, О.В. Егошина</i> Моделирование физико-химических процессов в пароводяном тракте энергоблока ТЭС на экспериментальной установке по изучению свойств теплоносителя	359
<i>В.В. Петрунин, А.В. Кураченко, Д.В. Щекин, Я.О. Бых, С.А. Фатеев</i> Научно-технические и экономические аспекты создания инновационных реакторных установок для атомных станций малой мощности	361
<i>Мэн Цзюньчао, Д.В. Сиденков</i> Создание модуля для расчета ОЦР в SMath.....	362
<i>С.Л. Чернов, В.Д. Апаров, А.В.Пай, Е.Н. Олейникова</i> Влияние теплотехнических характеристик углей на возможность их использования в качестве непроектного топлива	364
<i>Д.А. Давыдов, Д.Н. Красильников, А.Д. Никитин, А.Ф. Рыжков</i> Технология выработки синтез-газа в поточном газификаторе и результаты испытаний электростанции с поршневым двигателем внутреннего сгорания.....	366
<i>Е.П. Валуева, Ю.В. Сабиров</i> Использование аксиальной теплопроводности стенки для повышения эффективности теплообменных аппаратов.....	368
<i>А.Н. Тугов</i> Вопросы повышения эффективности и надежности ТЭС, сжигающей твердые коммунальные отходы.....	370
<i>В.Б. Прохоров, В.С. Киричков, Н.Е. Фоменко, И.В. Путилова</i> Моделирование аэродинамики топки котла докритических параметров пара	372
<i>К.А. Овчинников, А.В. Ефремов</i> Определение тарифов на тепло при совместном производстве с учётом цены РСВ.....	374
<i>О.О. Мильман</i> Сухие градирни и воздушные конденсаторы в энергетике России: перспективы и проблемы.....	376
<i>А.А. Сидоров</i> Конденсационно-адсорбционная очистка воздуха от CO ₂	378
<i>В.О. Киндра, И.А. Максимов, Д.В. Паторкин</i> Повышение эффективности и маневренности АЭС за счет перегрева пара в установке на органическом топливе.....	380
<i>P.N.Lozbicheva, E.I. Merzlikina, D.D. Pobarzin</i> Application software for calculation of thermal power plant electrostatic precipitator efficiency.....	382
<i>В.М. Гуреев, И.А. Попов, Ю.В. Жукова, А.Д. Чорный</i> Цифровой двойник газопоршневой энергетической установки.....	384
<i>А.М. Латыпов, М.В. Лазарев</i> Оптимизация потребления водных ресурсов на прямоточных ТЭС в условиях переменных ставок за водопользование	386
<i>А.М. Латыпов, Р.Н. Такташев, А.В. Костюхина</i> Проблема биологических обрастаний узлов гидротехнических сооружений ТЭС и АЭС и методы борьбы с ними	388
<i>А.Е. Костогоров, В.К. Любов</i> Использование технологии торрефикации для создания эффективного топлива из вторичных биологических ресурсов.....	390
<i>Д.Ю. Балакин, К.Э. Аронсон</i> Особенности динамического взаимодействия элементов системы конденсатор-эжектор при переменных присосах воздуха.	392
<i>В.В. Бухмиров, И.И. Светушков</i> Экспериментальное исследование микроклимата котлотурбинного цеха Ивановской ТЭЦ-2.....	394
<i>С.В. Алексеенко</i> Новые технологии низкоэмиссионного сжигания водотопливных смесей	396
<i>В.М. Парчевский</i> Расчет и моделирование объема воды в парогенераторе АЭС с ВВЭР как функции нагрузки и уровня.....	398
<i>Д.М. Божеева, А.А. Дектерева, В.А.Кузнецов, Ш.О. Маадыр-оол, Е.С.Тэнфер</i> Расчетные исследования перспективных технологий сжигания пылеугольного топлива.....	400
<i>П.В. Росляков, В.А. Шелопаев</i> Влияние доли водорода в водородсодержащих газах на эмиссию оксидов азота при сжигании топлива в энергетических установках.....	402

<i>И.Г. Поздеева, О.В. Митрофанова, Н.А. Старовойтов</i> Диссипативный инвариант гидродинамической системы как критерий перехода к резонансному режиму течения.....	404
<i>А.В. Капустин</i> Расширение матриц валидации интегральных кодов в области теплогидравлических процессов при тяжёлых авариях на атомных станциях с ВВЭР.....	406
<i>В.Д. Буров, А.С. Красичков</i> Повышение тепловой экономичности конденсационной парогазовой установки на базе ГТЭ-170.1 с двухконтурным котлом утилизатором.....	408
<i>К.С. Пугач, Л.А. Булысова, В.Д. Васильев, Р.Н. Такташев, В.Е. Донников</i> Проблемы поддержания работоспособности ГТУ Зарубежных производителей и перспектива повышения их эффективности.....	410
<i>И.А. Рыжий, А.В. Штегман, Д.В. Сосин, А.С. Натальин</i> Разработка конструкции и моделирование работы вихревой поворотной горелки для котла БКЗ-210-140 ТОМСКОЙ ГРЭС-2.....	412
<i>Я.В. Чивилев, А.Д. Данилов</i> Оптимизация методов решения дифференциальных уравнений на основе моделирования теплообменных аппаратов.....	414
<i>А.А. Смирнов, Чудова Ю.В., В.Б. Смирнов</i> Повышение эффективности установок обратного осмоса на ТЭС.....	417
<i>М.М. Шилов, А.А. Пантелеев, В.Ф. Очков</i> Применение горизонтальных осветлителей для подготовки питательной воды на ТЭС.....	419
<i>В.Б. Тупов, А.Б. Мухаметов</i> Повышение безопасности работы теплоэнергетического оборудования ТЭС и АЭС путем снижения шума акустическим экраном с надстройкой.....	421
<i>К.А. Добони</i> Создание математической модели систем спецводоочистки и химводоочистки, используемых для производства полномасштабных тренажеров АЭС с РУ ВВЭР-1200.....	423
<i>А.В. Андрюшин, Ю.Ю. Ягупова, Л.О. Антоненко, Т.Р. Феткуллин</i> Применение нейронных сетей для оптимизации работы энергетического оборудования во время переходных режимов на ТЭЦ.....	425
<i>А.В. Андрюшин, Ю.Ю. Ягупова, А.И. Репин, Е.А. Безуглов</i> Валидация программного обеспечения системы контроля и управления перегрузочным устройством для установки и извлечения из реактора МБИР элементов активной зоны.....	427
<i>С.В. Мезин, Э.К. Аракелян, А.В. Андрюшин, А.А. Косой</i> Методические подходы к решению многокритериальной задачи оптимального распределения нагрузки ТЭС с применением нейросетевых технологий.....	429
Круглый стол. Задачи теплофизики, гидро-аэромеханики и алгоритмизации управления в климатических системах	430
<i>М.С. Пурдин, В.В. Юзюк</i> Исследование эффективности двухступенчатого теплового насоса на изобутане.....	431
<i>М.С. Пурдин, Р. Магомедова</i> Теплообмен в активной теплозащитной ограждающей конструкции.....	433
<i>И.О. Одинцов, А.Б. Гаряев, А.А. Арбатский</i> Численное исследование влияния трубки на процесс естественной конвекции в оребренном радиаторе.....	435
<i>И.В. Яковлев, Н.В. Авдокунин</i> Утилизация сбросной теплоты центров обработки данных в условиях свободного фрикулинга.....	437
<i>О.Е. Прун, А.А. Добринская, А.Б. Гаряев</i> Разработка методики расчета охладителей насыщенного воздуха.....	439
<i>М.В. Горелов, Е.М. Горячева, А.Э. Пастушенко, А.А. Арбатский</i> Экспериментальное определение теплового потока внутривольного конвектора.....	441
<i>М.Ю. Петрухин, А.А. Арбатский, М.В. Горелов, С.Р. Щепалов</i> Методологический подход к определению герметичности уплотнений роторных регенераторов центральных кондиционеров.....	443
<i>С.В. Гужов, А.А. Арбатский, Д.В. Торон</i> Система управления и прогнозирования спроса на тепловую энергию системами вентиляции объектов массового строительства города Москвы.....	446
<i>В.С. Глазов, Ч.А. Кадыров, В.А. Антонов</i> Оценка влияния направления территориального расширения города с точки зрения минимального энергопотребления.....	448

Научное издание

МАТЕРИАЛЫ
IV МЕЖДУНАРОДНОЙ КОНФЕРЕНЦИИ
СОВРЕМЕННЫЕ ПРОБЛЕМЫ ТЕПЛОФИЗИКИ
И ЭНЕРГЕТИКИ

МОСКВА, 21-25 ОКТЯБРЯ 2024 ГОДА

Компьютерная верстка З.Х. Айнетдиновой

Подписано в печать	10.10.24.	Печать ризография	Формат 60x84 1/8
Печ. л. 57,5.	Тираж 21 экз.	Изд. № 24н-116	Заказ №

Оригинал-макет подготовлен в РИО НИУ «МЭИ».
111250, г. Москва, ул. Красноказарменная, д. 14.
Отпечатано в типографии НИУ «МЭИ».
111250, г. Москва, ул. Красноказарменная, д. 13.