

На правах рукописи

Яньков Георгий Глебович

**МОДЕЛИРОВАНИЕ СЛОЖНЫХ ПРОЦЕССОВ
ТЕПЛОМАССОБМЕНА В ЭЛЕМЕНТАХ
ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ**

Специальность 01.04.14 — «Теплофизика и теоретическая теплотехника»

АВТОРЕФЕРАТ
диссертации на соискание ученой степени
доктора технических наук

Москва — 2009

Работа выполнена на кафедре инженерной теплофизики Государственного образовательного учреждения высшего профессионального образования «Московский энергетический институт (технический университет)»

Официальные оппоненты: докт. техн. наук профессор
Деревич Игорь Владимирович
докт. техн. наук профессор
Дмитриев Александр Сергеевич
докт. техн. наук
Зайчик Леонид Исаакович

Ведущая организация: Объединенный институт высоких температур Российской академии наук

Защита состоится «19» июня 2009 г. в 10 час. 00 мин. на заседании диссертационного совета Д 212.157.04 при Московском энергетическом институте (техническом университете) по адресу 111250, г. Москва, ул. Красноказарменная, д. 17, корп. «Т» (ауд. Т-206).

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке Московского энергетического института (технического университета).

Отзывы, заверенные печатью, просьба направлять по адресу: 111250, г. Москва, ул. Красноказарменная, д. 14, Ученый Совет МЭИ (ТУ).

Автореферат разослан « » _____ 200 г.

Ученый секретарь
диссертационного совета Д 212.157.04
кандидат физико-математических наук,
доцент

В.И. Мика

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность тематики. Теплоэнергетика, ядерная и нетрадиционная энергетика, авиационная и ракетно-космическая техника, химические и криогенные технологии — лишь некоторые области, в которых интенсивно и с успехом используются методы численного моделирования для анализа эффективности и безопасности разнообразных действующих и проектируемых технических устройств. Особое значение эти методы приобретают при проектировании новейших систем и устройств, не имеющих действующих аналогов. Часто уникальный характер оборудования и особенности многих важнейших процессов в эксплуатационных и аварийных режимах исключают какие-либо исследования на полномасштабных объектах или головных образцах. Попытки перенести на полномасштабные объекты результаты, полученные в лабораторных условиях, не всегда правомочны из-за нарушения условий подобия. В этих случаях численный эксперимент оказывается практически единственным инструментом исследований.

В диссертации представлены результаты исследований процессов тепломассообмена в перспективном энергетическом оборудовании, выполненных на стадии предпроектных проработок в целях оптимизации конструкций и режимов их работы, а также процессов тепломассообмена в действующем оборудовании с целью анализа его эффективности и безопасности.

На *предпроектной стадии* анализировались процессы захлаживания сверхпроводящей магнитной системы (СПМС) для МГДЭС-500, гелиевых криостатов большой емкости для системы криообеспечения ускорительно-накопительного комплекса (УНК), криогенных топливных баков летательных аппаратов, а также процессы тепломассообмена в криогенных топливных баках в режимах бездренажного хранения топлива, воздушном теплообменнике (ВТО) системы аварийного расхолаживания реакторной установки (РУ) БН-800, металлгидридных системах аккумулялирования и очистки водорода.

Применительно к *действующему* оборудованию исследовались процессы в фильтрационной зоне рудно-термической печи для получения фосфора; активной зоне ВВЭР-1000 при запроектной аварии с осушением активной зоны.

Изучаемые в работе процессы имеют трехмерный характер вследствие сложной геометрической формы конструкций и наличия в ряде случаев разномасштабных внутренних элементов. Дополнительными факторами, действующими в совокупности или по отдельности и осложняющими численное моделирование процессов в перечисленном оборудовании, являются: турбулентность; переменность теплофизических свойств материалов и теплоносителей; нестационарный характер; воздействие массовых сил; фазовые и химические превращения с большими тепловыми эффектами; деформации отдельных элементов; значительная доля излучения в переносе энергии и др. По очевидным причинам эти обстоятельства не позволяют воспользоваться инженерными методами расчета для анализа протекающих процессов. Поэтому разработка и верификация математических моделей, поиск эффективных численных методов и алгоритмов, численный анализ процессов в конкретном оборудовании, оптимизация на основе полученных данных конструкций и режимов работы устройств, представляются актуальными.

Актуальность выполненной работы обусловлена также следующими обстоятельствами. Исследования процессов захлаживания СПМС и гелиевых криостатов системы криообеспечения УНК выполнялись совместно с ИВТ РАН и НПО «Криогенмаш» в 1984—1990 гг. в соответствии с Постановлениями директивных органов СССР. Тематика остальных исследований находится в русле приоритетных направлений развития науки, технологий и техники РФ (от 21.05.06) и Перечня критических технологий РФ (от 30.03.2002 и 21.05.2006) (разделы «Технологии водородной энергетики», «Технологии атомной энергетики», «Технологии создания новых поколений ракетно-космической, авиационной и морской техники», «Энергосберегающие технологии»). Эти работы были поддержаны: Российским фондом фундаментальных исследований (проекты 96-02-18992-а; 98-02-17566-а; 02-02-17545-а; 03-02-39002 ГФЕН-а; 05-02-08326-ОФИ-а; 06-08-01330-а; 06-08-01614-а; 07-08-00282-а), грантом INTAS (проект 93-1306). Министерством образования РФ (проекты: 94-5.5-35; 02.01.42; 02.01.038; 02.01.045 в 1994—2003 гг.), Министерством обороны РФ (проект: без кода (2002 г.); 03.01.007), Роснаукой (ГК 01.003.11.2934, 2004; ЭЭ.22.2/001; 2007-6-1.6-10-02-06).

Цели исследования

1. Разработать и верифицировать математические модели, описывающие нестационарный перенос массы, импульса и энергии при течении теплоносителей в конструкциях сложной геометрической формы, содержащих разномасштабные внутренние элементы, в условиях влияния массовых сил, химических и фазовых превращений, переменности физических свойств и других осложняющих факторов.

2. Разработать эффективные численные методы и алгоритмы, позволяющие получать решения для сформулированной математической модели на доступных средствах вычислительной техники.

3. Численно исследовать процессы тепломассообмена в разнообразных элементах перспективного и действующего энергетического оборудования.

4. На основе полученных данных проанализировать эффективность предлагаемых конструкторских решений и технологий, выработать рекомендации по оптимизации конструкций и технологических режимов эксплуатации.

5. Подготовить и передать прикладное программное обеспечение, реализующее разработанные математические модели, в научные и научно-производственные центры, выполняющие роль головных организаций по проектированию СПМС и систем криообеспечения СПМС, УНК, а также летательных аппаратов на криогенном топливе.

Научная новизна работы

1. Разработано семейство замкнутых математических моделей проницаемой пористой гетерогенной среды для описания нестационарных процессов сложного тепломассообмена в разнообразных элементах энергетического оборудования.

2. Разработаны эффективные алгоритмы и вычислительные приемы, позволяющие получить данные о полях искомых переменных в конструкциях сложной геометрической формы. Для конструкций (активная зона ВВЭР-

1000, ВТО РУ БН-800, металлгидридные реакторы), содержащих внутри мелкомасштабные элементы, в которых имеют место определяюще важные процессы, предложен и реализован метод двухуровневого моделирования.

3. Впервые получены расчетные данные о 2- и 3-мерных гидродинамических и тепловых полях: в захолаживаемых газообразным криоагентом СПМС погружного типа для МГДЭС-500; гелиевых криостатах системы криообеспечения УНК; криогенных топливных баках летательных аппаратов (ЛА); криогенных баках ЛА в режимах бездренажного хранения топлива; фильтрационной зоне рудно-термической печи для получения фосфора; ВТО аварийного расхолаживания РУ БН-800; активной зоне (АЗ) ВВЭР-1000 при запроектной аварии с осушением АЗ; конструктивно различных металлгидридных реакторах с учетом загрязнения поступающего водорода примесями.

4. На основе полученных данных проанализированы эффективность предлагаемых конструкторских решений и технологий, влияние различных факторов на механизмы протекающих процессов. В ряде случаев дано объяснение некоторым наблюдаемым в экспериментах особенностям температурных полей в конструкциях. Разработаны рекомендации, направленные на повышение эффективности оборудования.

Практическая ценность работы состоит главным образом в том, что получены необходимые инженерам и проектировщикам данные о тепловых состояниях элементов разнообразного энергетического оборудования в различных режимах эксплуатации, особенностях протекающих в устройствах процессов гидродинамики и тепломассообмена. В ряде случаев разработаны рекомендации по оптимизации конструкторских решений и технологических режимов эксплуатации оборудования, в частности:

1. Для нескольких предпроектных вариантов СПМС погружного типа даны рекомендации по изменению гидравлических характеристик конструкции из-за обнаружения зон с низкой газопроницаемостью, которые обусловили недопустимые неоднородности температурных полей в конструкциях в режимах захолаживания.

2. Показано, что при захолаживании вынужденным потоком газа вертикальных гелиевых криостатов из-за сильного влияния архимедовых сил основной расход газа сосредоточен у захолаживаемых стенок, следовательно нет необходимости оснащать криостаты какими-либо дополнительными внутренними элементами, направляющими поток криоагента к стенкам (рубашками, дефлекторами и пр.). Даны рекомендации по регламенту захолаживания.

3. Обнаружено, что при использовании в рудно-термических печах для получения фосфора сырья из новых месторождений (до распада СССР сырье поставлялось из Казахской ССР) изменение гранулометрического состава шихты приводит к росту температуры на колошнике на 45—50 К вследствие уменьшения на 5—6 % количества тепла, переданного шихте восходящими потоками реакционного газа. Показано также, что слои шихты, расположенные под точкой, плохо прогреваются и попадают в расплав при температуре на 100—150 К ниже, чем температура шихты у поверхности расплава вблизи

электрода и стенки печи. Этот эффект непосредственно связан с производительностью и энергозатратами рудно-термических печей.

4. Для предпроектного варианта ВТО системы аварийного расхолаживания РУ БН-800 показано, что в режимах готовности к расхолаживанию наиболее активно охлаждается внешний ряд трубного пучка, который и является наиболее опасным из-за возможного затвердевания жидкометаллического теплоносителя. При этом температура натрия на выходе из труб внешнего ряда может быть ниже средней температуры в выходном коллекторе на 40 К.

5. Показано, что при осушении АЗ ВВЭР-1000 и остаточном тепловыделении 6 % номинального активное плавление оболочек твэлов начинается спустя 500 с с момента осушения.

6. Для металлгидридных реакторов различной конструкции изучены основные факторы, определяющие динамику сорбции водорода. Впервые исследована динамика сорбции загрязненного водорода, в том числе при использовании технологии короткоциклового абсорбции. Представлены данные о влиянии параметров оребрения активного объема металлгидридного реактора на интенсификацию сорбции водорода. Даны рекомендации по оптимизации конструкций и режимов работы металлгидридных реакторов.

Программные средства, разработанные для анализа процессов захолаживания различных устройств, переданы в научные и научно-производственные организации, выполнявшие роль головных организаций по проектам криообеспечения МГДЭС-500, УНК, топливных баков ЛА.

Внедрение. Результаты работ использованы в ОИВТ РАН (Москва), НПО «Криогенмаш» (г. Балашиха), ЦНИИСМ (г. Хотьково), АО НИИГИПРОХИМ (С.-Петербург), АНТК им. А.Н. Туполева (Москва), РНЦ КИ (Москва), ГИАП (Москва), ЭНИЦ (г. Электрогорск), Корейском институте энергетических исследований (Ю. Корея).

Разработанные математические модели реализованы в среде пакета прикладных программ ANES и могут быть использованы в будущем для анализа процессов в разнообразном энергетическом оборудовании нового поколения.

Достоверность полученных результатов обеспечивается: детальным анализом исходных теоретических положений и имеющихся экспериментальных данных; использованием математических моделей, основанных на общих законах сохранения массы, импульса и энергии и наиболее достоверных эмпирических и полуэмпирических замыкающих соотношениях; тестовыми и методическими расчетами, в которых варьировались вычислительные приемы, сеточные и итерационные параметры; соответствием результатов автора имеющимся экспериментальным данным и численным решениям других авторов; многолетней и широкомасштабной верификацией пакета прикладных программ ANES, в среде которого разрабатывалось прикладное программное обеспечение для задач, представленных в диссертации.

Апробация работы. Основные результаты диссертационной работы были доложены и обсуждены на IV Всесоюзной конференции «Криогеника-87» (г. Балашиха, 1987 г.); International Forum on Mathematical Modeling and Numerical Simulation in Power Systems (Sarajevo, Yugoslavia, 1989 г.); Мин-

ских международных форумах по тепломассообмену (1988, 1992, 2000 гг.); Всесоюзных семинарах «Динамика теплофизических процессов в элементах энергетических аппаратов» (г. Челябинск, 1989 г.), «Теплообмен и теплофизические свойства пористых материалов» (Новосибирск, 1991 г.); Российских национальных конференциях по теплообмену (Москва, 1994, 1998, 2002, 2006 гг.); V научно-технической конференции «Применение криогенных топлив в перспективных летательных аппаратах» (Москва, 2000 г.); XIII—XVII World Hydrogen Energy Conferences (2000—2008 гг.); отчетных конференциях по подпрограмме «Топливо и энергетика» научно-технической программы «Научные исследования высшей школы по приоритетным направлениям науки и техники» (Москва, МИФИ, 2001, 2002 гг.); подсекции «Численное моделирование процессов тепломассообмена» Научного совета АН СССР по теплофизике и теплоэнергетике, Москва (1986, 1990 гг.); семинаре ЭНИЦ (г. Электрогорск, 1998); секции «Тепломассообмен» Научного совета РАН по теплофизике и теплоэнергетике (2003 г.), международных симпозиумах по водородной энергетике (Москва, 2005, 2007 гг.), международных форумах по водородным технологиям (Москва, 2006, 2008 гг.), семинарах кафедры инженерной теплофизики МЭИ (ТУ) и отдела теплообмена ИВТ РАН, школах-семинарах под руководством академика РАН А.И. Леонтьева (2001, 2003, 2005, 2007 гг.).

Автор защищает: разработанное семейство математических моделей для анализа процессов гидродинамики и тепломассообмена в перспективном и действующем энергетическом оборудовании; численную методику двухуровневого моделирования для анализа устройств сложной геометрической формы, содержащих внутри мелкомасштабные элементы, в которых имеют место определяюще важные процессы тепломассообмена; результаты численного моделирования и анализа особенностей важнейших процессов в рассмотренных элементах энергоустановок; рекомендации по оптимизации конструкторских решений и технологических режимов работы для исследованных элементов энергетического оборудования.

Личный вклад автора. Все результаты, представленные в работе, получены под руководством и при непосредственном участии автора. Автору принадлежат: постановка задач исследования; разработка семейства замкнутых математических моделей; разработка вычислительных методик, включая методику двухуровневого моделирования; постановка тестовых и методических расчетов; анализ полученных результатов; объяснение наблюдаемых особенностей; выработка рекомендаций по оптимизации конструкций и технологических режимов эксплуатации оборудования. Автором лично выполнена часть расчетов и написаны некоторые фрагменты прикладного программного обеспечения. Однако большая часть расчетов выполнена совместно с соискателями и аспирантами автора.

СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Во **введении** обоснованы актуальность и практическая значимость выполненных исследований. Кратко изложены структура диссертации, основ-

ные результаты, полученные автором, приведены сведения об апробации и внедрении результатов исследований.

Глава 1. Основы математической модели процессов тепломассообмена в исследуемых конструкциях. В §1.1 обсуждаются основные особенности исследуемых процессов тепломассообмена. Отмечается необходимость учета сопряженности процессов, протекающих в различных элементах конструкции (твердой фазе) и теплоносителя. В ряде случаев процессы в твердой фазе не объясняются простым механизмом теплопроводности, а сама твердая фаза представляет собой сложную неоднородную систему, внутри которой наблюдается широкий спектр разнообразных процессов, включая конвективный и радиационный перенос энергии, химические реакции, деформации отдельных элементов и пр. Одна из важнейших особенностей состоит в том, что исследуемые процессы могут характеризоваться существенно разными пространственными масштабами, что делает невозможным получение решения на одной расчетной сетке. Типичный пример — иерархия процессов в активной зоне корпусных реакторов. Для подобных задач в диссертации предлагается использовать так называемое двухуровневое моделирование, суть которого обсуждается в гл. 5 и 6.

Основу математической модели в данной работе составляет модель проницаемой неоднородной гетерогенной среды. Эта модель широко и с успехом применяется для анализа разнообразных процессов в природных пористых средах при расчете нефтяных и газовых скважин, дамб и плотин, миграции в почве загрязнителей (Р. Cheng, П.Я. Полубаринова-Кочина, Р. Коллинз, Л.С. Лейбензон, Г.Н. Баренблатт и др.), в низкотемпературных теплоизоляционных материалах (М.Г. Каганер и др.), ядерных реакторах (В.И. Субботин, В.М. Кашеев, Е.В. Номофилов, Ю.С. Юрьев, А.В. Воронков, А.А. Ионкин и др.), пористых элементах летательных аппаратов (В.М. Поляев, В.А. Майоров, Л.В. Васильев и др.), теплообменных аппаратах, аппаратах сушки (А.В. Лыков и др.), радиоэлектронной аппаратуре (М.Х. Стрелец и др.).

Математическая модель основана на частном случае общей теории гетерогенных сред (Р.И. Нигматулин). Проницаемая пористая система «газ—твердые элементы» рассматривается в приближении взаимопроникающих континуумов при условии относительно небольших скоростей фаз. Приведенная ниже система уравнений в декартовой системе координат соответствует так называемой феноменологической теории гетерогенных сред, которая не учитывает флуктуационного переноса импульса и энергии, а также энергии пульсационного движения как в твердой, так и в газовой фазе.

Уравнение сохранения массы ν -го компонента газовой фазы

$$\frac{\partial(\varepsilon\rho_g^0\tilde{x}_\nu)}{\partial\tau} + \nabla \cdot (\varepsilon\rho_g^0\vec{v}_g\tilde{x}_\nu) = -\dot{m}_\nu - \nabla \cdot \vec{j}_\nu, \quad \nu = 1 \dots N_\nu. \quad (1a)$$

Уравнение сохранения массы газовой фазы, используемое для расчета поля давления

$$\frac{\partial(\varepsilon\rho_g^0)}{\partial\tau} + \nabla \cdot (\varepsilon\rho_g^0\vec{v}_g) = -\sum \dot{m}_\nu. \quad (1б)$$

Уравнение сохранения импульса газовой фазы

$$\frac{\partial(\varepsilon\rho_g^0\vec{v}_g)}{\partial\tau} + \nabla \cdot (\varepsilon\rho_g\vec{v}_g\vec{v}_g) = \nabla \cdot \dot{\tau}_g - \varepsilon\nabla p - \varepsilon\frac{\mu}{k}\vec{v}_g + \varepsilon\rho_g^0\vec{g}. \quad (2)$$

Уравнение сохранения энергии газовой фазы

$$\frac{\partial(\varepsilon\rho_g^0H_g)}{\partial\tau} + \nabla \cdot (\varepsilon\rho_g\vec{v}_gH_g) = -\nabla \cdot \vec{e}_g + \alpha_{sg}A_{sg}(T_s - T_g) - \sum_{v=1}^{N_v} \dot{m}_v H_v^*. \quad (3a)$$

Уравнение сохранения массы твердой фазы

$$\frac{\partial[(1-\varepsilon)\rho_s^0]}{\partial\tau} = \sum_{v=1}^{N_v} \dot{m}_v. \quad (4)$$

Уравнение сохранения энергии твердой фазы

$$\frac{\partial[(1-\varepsilon)\rho_s^0H_s]}{\partial\tau} = -\nabla \cdot \vec{e}_s + \alpha_{sg}A_{sg}(T_g - T_s) + \sum_{v=1}^{N_v} \dot{m}_v H_v^*. \quad (5a)$$

В этих уравнениях ρ_i^0 — истинная плотность i -й фазы; ε — пористость; \tilde{x}_v — массовая доля v -го компонента в газовой фазе ($\tilde{x}_v = \rho_v^0/\rho_g^0$); \vec{v}_g — вектор среднемассовой скорости газа в пористой среде; \vec{j}_v — вектор плотности диффузионного потока массы v -го компонента газовой смеси; \dot{m}_v — объемная плотность потока массы v -го компонента газовой смеси, претерпевающего переход из газовой фазы в твердую фазу; $\dot{\tau}_g$ — тензор вязких напряжений; p — давление; μ — динамический коэффициент вязкости газовой смеси; \tilde{k} — тензор проницаемости; \vec{g} — вектор напряженности массовых сил; H_i , T_i — удельная энтальпия и температура i -й фазы; \vec{e}_i — вектор плотности потока энергии за счет молекулярного переноса и излучения в i -й фазе; α_{sg} — коэффициент межфазной теплоотдачи; A_{sg} — удельная межфазная поверхность; H_v^* — энтальпия v -го компонента на фазовой границе. Индекс «g» относится к газовой фазе, «s» — к твердой, «sg» — к межфазной границе.

С учетом малости эффектов баро- и термодиффузии, а также диффузионного термоэффекта для плотностей потоков массы, импульса и энергии приняты следующие выражения:

$$\vec{j}_v = -\varepsilon\rho_g^0 D_v^* \nabla \tilde{x}_v; \quad (6) \quad \dot{\tau}_g = \varepsilon \dot{\tau}_g^*; \quad \tau_{g,kl}^* = \mu^* \left(\frac{\partial v_{g,k}}{\partial x_l} + \frac{\partial v_{g,l}}{\partial x_k} - \frac{2}{3} \frac{\partial v_{g,m}}{\partial x_m} \delta_{kl} \right); \quad (7)$$

$$\vec{e}_g = -\varepsilon \lambda_g^* \nabla T_g + \vec{q}_{g,rad} + \sum_{v=1}^{N_v} \vec{j}_v H_v; \quad (8) \quad \vec{e}_s = -(1-\varepsilon) \lambda_s^* \nabla T_s + \vec{q}_{s,rad}. \quad (9)$$

В уравнениях (6)—(9) предполагается также, что в общем случае при расчете эффективных коэффициентов диффузии (D_v^*), вязкости (μ_g^*) и теплопроводности (λ_g^*) учитываются эффекты, связанные с наличием твердой фазы.

Уравнения энергии фаз могут быть записаны относительно температур фаз в виде:

$$\begin{aligned} & \varepsilon \rho_g^0 c_{p,g} \frac{\partial T_g}{\partial \tau} + \left(\varepsilon \rho_g^0 \vec{v}_g c_{p,g} - \varepsilon \rho_g^0 \sum_{v=1}^{N_v} c_{pv} D_v^* \nabla \cdot \tilde{x}_v \right) \nabla T_g = \\ & = \nabla \cdot \left(\varepsilon \lambda_g^* \nabla \cdot T_g \right) + \nabla \cdot \vec{q}_{g,rad} + \alpha_{sg} A_{sg} (T_s - T_g) - \sum_{v=1}^{N_v} \dot{m}_v c_{p,v} (T^* - T_g); \end{aligned} \quad (36)$$

$$\begin{aligned} (1 - \varepsilon) \rho_s^0 c_s \frac{\partial T_s}{\partial \tau} & = \nabla \cdot \left((1 - \varepsilon) \lambda_s^* \nabla T_s \right) + \nabla \cdot \vec{q}_{s,rad} + \alpha_{sg} A_{sg} (T_g - T_s) + \\ & + \sum_{v=1}^{N_v} \left[\dot{m}_v \left\{ -\Delta H_v + c_{p,v}^s (T^* - T_s) \right\} \right]. \end{aligned} \quad (56)$$

В (36), (56) предполагается, что тепловые эффекты реакций ΔH_v не зависят от температуры и давления.

Для замыкания системы уравнений (1)—(9) необходимы дополнительные модельные соотношения, описывающие проницаемость пористой структуры, межфазный теплообмен, удельную межфазную поверхность, кинетику химических и фазовых переходов, термодинамические свойства и эффективные коэффициенты переноса для фаз. Эти модели обсуждаются для каждого конкретного случая в соответствующих разделах диссертации.

Представленная система уравнений (1)—(5) удобна тем, что единообразно описывает процессы как в областях, содержащих исключительно газовую фазу ($\varepsilon = 1$), так и в твердых элементах конструкции — проницаемых ($0 < \varepsilon < 1$) или непроницаемых ($\varepsilon = 0$). При этом в области, занятой только газовой фазой ($\varepsilon = 1$, $\tilde{k} \rightarrow \infty$, $A_{sg} = 0$) уравнения (1)—(3) приобретают обычный вид уравнений сохранения для газа; в области, занятой проницаемыми элементами, уравнение (2) практически вырождается в уравнение Дарси, а в области, занятой твердой непроницаемой и неподвижной фазой, с помощью искусственного задания $\mu_g^* \rightarrow \infty$ и нулевых значений скоростей на границе (С. Патанкар) — в очевидное уравнение $\vec{v}_g = 0$. Система основных уравнений не содержит уравнения сохранения импульса твердой фазы, так как в большинстве задач твердая фаза считалась неподвижной. Исключение составляет задача о фильтрационной зоне рудно-термической печи (гл. 4), в которой скорость твердой фазы считалась известной, причем $|\vec{v}_s| \ll |\vec{v}_g|$.

В §1.2 обсуждается модель турбулентного обмена в элементах конструкции, свободных от твердой фазы ($\varepsilon = 1$). В работе использована стандартная k — ε модель с модифицированными пристеночными функциями Лондера—Сполдинга, в которой учитывалась конечная толщина вязкого подслоя в пристеночном контрольном объеме расчетной сетки в соответствии с рекомендациями Лондера. Представлены основные аргументы в пользу выбранной модели турбулентности, главные из которых — возможность проводить расчеты на относительно «грубых» сетках (что очень важно для предпроектных исследований), а также недостаточная надежность низкорейнольдсовых моделей турбулентности, разработанных к началу исследований автора. В

пользу выбранной модели пристеночных функций для описания турбулентного обмена при сильном влиянии архимедовых сил свидетельствуют данные, полученные в работах В.Н. Попова и автора совместно с В.Н. Поповым [1—4]. Отмечается также, что для многих исследованных устройств определяюще важными процессами оказываются те, которые имеют место в областях с $0 < \varepsilon < 1$, поэтому к выбору модели турбулентности для областей с $\varepsilon = 1$ в этих случаях не предъявляются излишне жесткие требования.

В §1.3 кратко характеризуется пакет прикладных программ ANES (В.И. Артемов), в среде которого было разработано все программное обеспечение для выполненных в рамках диссертационной работы исследований. Отмечается, что в течение более чем 20 лет своего развития пакет ANES верифицирован на множестве разнообразных прикладных задач тепломассопереноса.

Глава 2. Анализ температурных полей в криогенном оборудовании в режимах захолаживания. В §2.1 обсуждаются результаты численного анализа температурных и гидродинамических полей в предпроектных вариантах сверхпроводящей магнитной системы погружного типа для МГДЭС-500 при захолаживании ее газообразным гелием. Схематическое изображение поперечного сечения СПМС на «прямолинейном участке» представлено на рис. 1. Сверхпроводящий кабель наматывается послойно в виде «седла» (рис. 2) на внешнюю поверхность коллектора, представляющего собой кольцевой канал с набором проставок между стенками внешней и внутренней «несущей» трубы ($l = 26$ м). Все основные элементы конструкции: трубы коллектора (1), слои со сверхпроводящим кабелем и алюминиевыми проставками (2), силовые элементы (стренги 3, бандаж 4), наполнитель (5), низкотемпературная теплоизоляция (6) выполнены проницаемыми для газа (7 — обечайка).

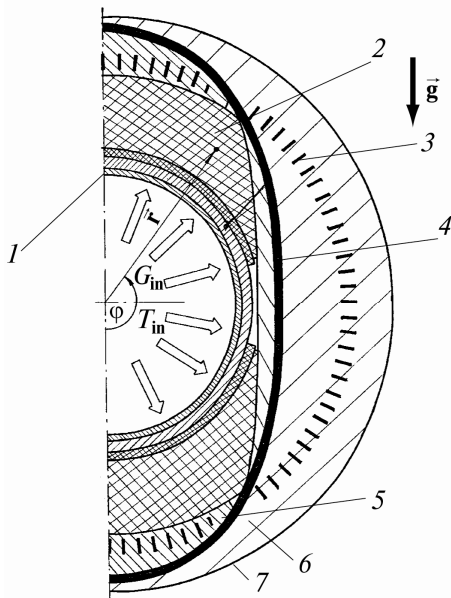


Рис. 1. Схематическое изображение поперечного сечения СПМС

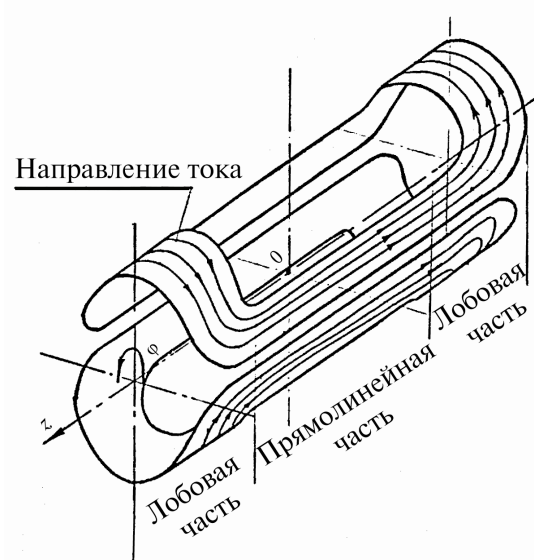


Рис. 2. Схематическое изображение слоя обмотки

Непосредственному анализу процессов в СПМС предшествовала серия тестовых расчетов, а также достаточно продолжительный цикл методических

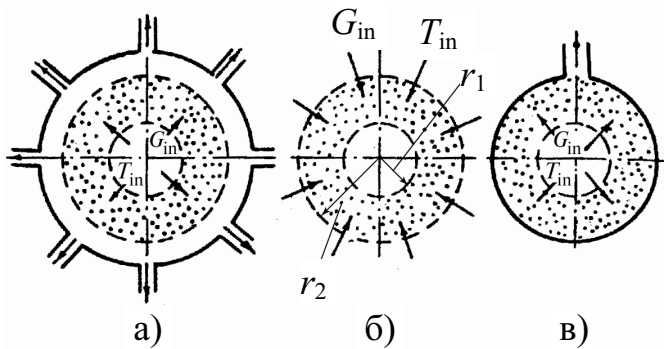


Рис. 3. Различные варианты подачи и отвода криоагента

исследований, выполненных применительно к имитатору СПМС, созданному в НПО «Криогенмаш». Эти исследования позволили убедиться в работоспособности математической модели и реализующих ее программных средств, а также выявили ряд важных особенностей изучаемых процессов.

В п.2.1.1 дан краткий анализ предшествовавших работе автора исследований течений в пористых структурах в условиях влияния термогравитационной конвекции (Бежан, Хорн, В.И. Полежаев и др.). В п.2.1.2 обоснована общая постановка задачи и приведены результаты сравнения расчетных данных о захлаживании кольцевой пористой проницаемой прослойки и экспериментальных данных, полученных на имитаторе СПМС. Математическая модель основывалась на уравнениях (1а), (2) и уравнении энергии для системы «пористый каркас—газ», записанных в полярной системе координат при следующих допущениях: течение газа (гелия) двумерно; в каждой точке конструкции имеет место локально-термодинамическое равновесие между теплоносителем и пористым каркасом (однотемпературная модель). Теплофизические свойства гелия и элементов конструкции аппроксимировались в виде зависимостей от температуры, плотность гелия рассчитывалась по уравнению совершенного газа. Проницаемость и эффективная теплопроводность пористой структуры рассчитывались согласно рекомендациям, опубликованным в литературе (И.Е. Идельчик, А.В. Лыков и др.). Отметим, что эти характеристики рассматривались как ортотропные тензоры, содержащие только диагональные компоненты, при этом для имитатора $\tilde{k}_\varphi / \tilde{k}_r \approx 3$, $\tilde{k}_r \approx 10^{-8} \text{ м}^2$, $\lambda_\varphi^* / \lambda_r^* \approx (1,5 \div 3,0) \cdot 10^2$, $\lambda_r^* \approx (1,5 \div 3,0)$, Вт/(мК), $\varepsilon \approx 0,8$. На рис. 3 показаны различные варианты подачи и отвода захлаживающего газа.

Расчетными исследованиями [5] установлено и экспериментально подтверждено, что на вынужденное радиальное течение газа весьма существенно влияет термогравитационная конвекция, под действием которой основной расход холодного газа устремляется в нижнюю часть кольцевой прослойки, а в верхней части образуется «теплая» застойная зона, в которую поступает газ из коллектора. На рис. 4 для сравнения приведены расчетные данные для имитатора и результаты экспериментов в виде зависимостей безразмерной температуры $\theta = (T - T_{in}) / (T_o - T_{in})$ от времени на различных радиусах пористой прослойки, ($T_o = 300 \text{ К}$, $T_{in} = 80 \text{ К}$ — начальная температура конструкции и температура поступающего гелия). Для характеристики температурной неоднородности по углу введен так называемый коэффициент температурной стратификации $S = (T_{\varphi=\pi} - T_{\varphi=0}) / (T_o - T_{in})$, $S_{\max} = \max S(r, \varphi)$. Рас-

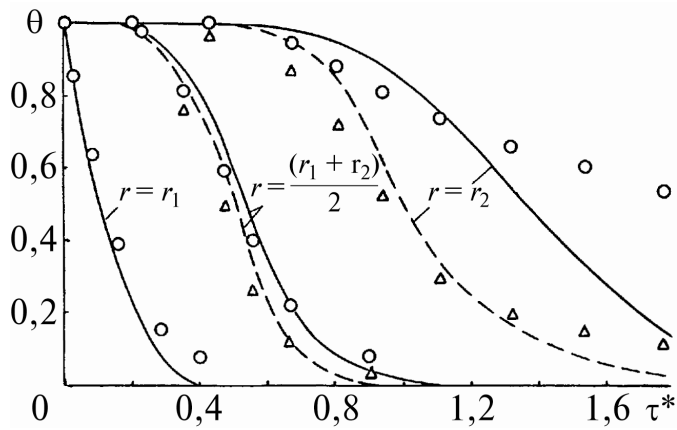


Рис. 4. Зависимости от времени безразмерной температуры θ при захолаживании имитатора СПМС:

$G_{in} = 4,5 \cdot 10^{-3}$ кг/(м·с); $p_0 = 0,2$ МПа; расчетные данные: - - - $\phi = 0$; — $\phi = \pi$; экспериментальные данные: Δ — $\phi = 0$; \circ — $\phi = \pi$

налических и температурных полей в предпроектных вариантах СПМС МГДЭС-500 в режимах захолаживания [5—8]. Уровень неоднородности эффективных свойств конструкции характеризуют следующие данные: $\tilde{k}_r / \tilde{k}_0 = 0,2 \div 208$; $\tilde{k}_\phi / \tilde{k}_0 = 0 \div 208$; $\lambda_r^* / \lambda_0 = 0,04 \div 601$; $\lambda_\phi^* / \lambda_0 = 0 \div 65$; $C^* / C_0 = 0,03 \div 0,96$, где индексом «0» обозначены масштабы соответствующих величин, C^* — объемная теплоемкость системы «газ — пористый каркас». В качестве иллюстрации одного из этапов оптимизации конструкции СПМС на рис. 5, 6 изо-

четным путем выявлено, что зависимость S_{max} от расхода гелия G_{in} характеризуется локальным максимумом. Показано, что эффективным методом уменьшения температурной неоднородности по углу является включение в гидравлическую схему эжектора с коэффициентом эжекции 4—5. В работе представлены также данные о влиянии теплофизических и гидравлических свойств пористой среды, давления и температуры захолаживающего гелия, схем захолаживания на значение S_{max} .

В п.2.1.3 анализируются результаты исследования гидродинамических и температурных полей в предпроектных вариантах СПМС

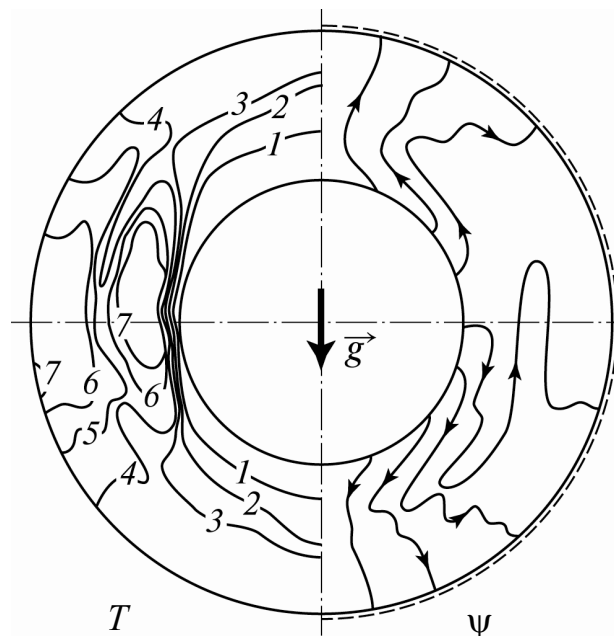


Рис. 5. Линии тока (ψ) и изотермы (T) на начальном этапе захолаживания СПМС по варианту а ($\tau^* = 0,6$):

$T_0/T_{in} = 300/80$; $p_0 = 0,1$ МПа; T , К: 1 — 244; 2 — 251; 3 — 258; 4 — 265; 5 — 272; 6 — 279; 7 — 286

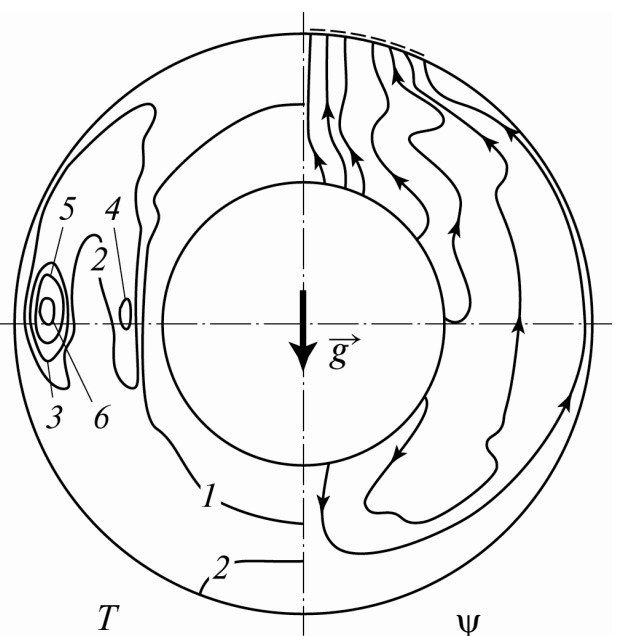


Рис. 6. Линии тока (ψ) и изотермы (T) на начальном этапе захолаживания СПМС по варианту б ($\tau^* = 0,3$):

$T_0/T_{in} = 300/80$; $p_0 = 0,1$ МПа; T , К: 1 — 182; 2 — 191; 3 — 200; 4 — 209; 5 — 217; 6 — 234

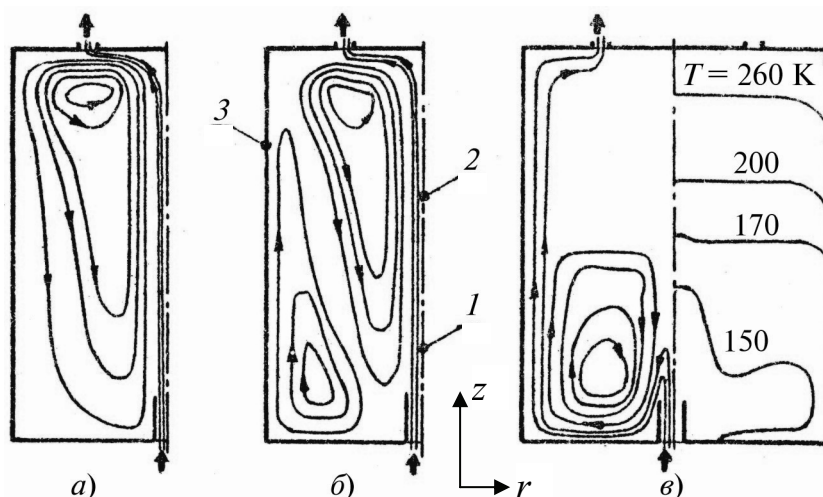


Рис. 7. Линии тока и изотермы в модельном криостате при подаче гелия через нижний патрубок при τ , с: а — 0; б — 216; в — 1200; (размеры вдоль осей r и z искажены)

пью эжектора. Расчеты показывают, что использование эжектора в сочетании с проницаемой внешней оболочкой предпочтительнее, так как максимальная неоднородность температуры по углу при этом оказывается меньшей. Однако и в том, и в другом случае хорошо заметны «теплые» зоны.

Разработанное программное обеспечение передано в ИВТ РАН для проведения расчетов с целью дальнейшей оптимизации конструкции СПМС.

В §2.2 анализируются процессы при захолаживании вертикальных гелиевых криостатов большой емкости. В п.2.2.1 дается краткий анализ предшествовавших исследований. Отмечается, что исследования применительно к общей постановке задачи о нестационарной смешанной турбулентной конвекции в емкости в опубликованной к концу 80-х годов прошлого столетия литературе отсутствовали. Для рассматриваемой задачи характерно отсутствие в изучаемых конструкциях проницаемых пористых элементов. Используемая для расчетов система уравнений представляла собой предельный случай уравнений (1б), (2), (3б), в которых опущены члены, отражающие теплообмен излучением, межфазный обмен массой, импульсом и энергией, а газовая фаза представляет собой химически однородную среду. Для определения поля температур как в газе, так и в твердой стенке решалось одно уравнение (3б). При этом в контрольных объемах (КО), соответствующих твердой стенке, вместо свойств газа использовались соответствующие свойства материала стенки.

Расчету захолаживания крупных криостатов (РЦВГ-16) предшествовала серия тестовых расчетов, а также методических расчетов, выполненных для модельного криостата, созданного в НПО «Криогенмаш». Эти расчеты позволили убедиться в работоспособности математической модели и реализующих ее программных средств. При этом были проанализированы различные варианты подачи захолаживающего газообразного гелия в криостат: снизу через патрубок в днище; сверху через патрубок в крышке, а также с помощью «длинного патрубка», опущенного из крышки криостата внутрь емкости. На рис. 7 показаны линии тока и изотермы в модельном криостате при подаче гелия через нижний патрубок. Хорошо видно, как под действием термогравитационных сил происходит перестройка картины течения холодного гелия. Приблизительно через 10 мин с момента начала захолаживания основ-

бражены линии тока и изотермы на начальном этапе захолаживания для двух вариантов течения гелия: с проницаемой внешней оболочкой (вариант а) и с верхним патрубком газосброса (вариант в). В обоих случаях подача охлаждающего газа осуществлялась равномерно через внутреннюю поверхность с помо-

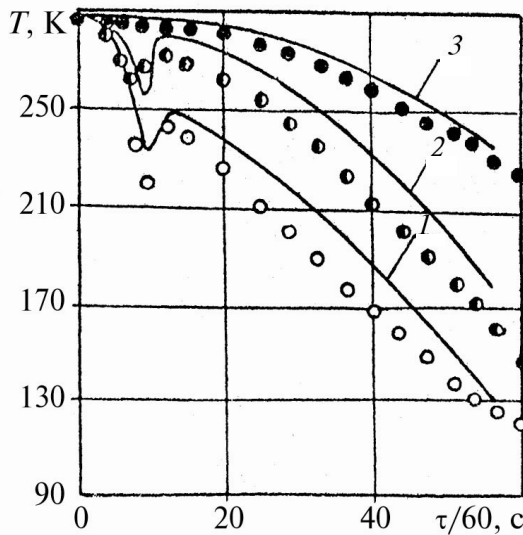


Рис. 8. Зависимости температуры от времени в точках 1—3, отмеченных на рис. 7

в две ступени: 1) 300/100 К; 2) 100/20 К. Выполненные исследования [9, 10] позволили изучить картину течения газа в емкости, выбрать наиболее эффективную схему подачи газа, рассчитать характерные времена захлаживания, объяснить немонотонность кривых $T = T(\tau)$ (рис. 8), зафиксированную в экспериментах, и отказаться от дополнительных внутренних элементов в емкости, предназначенных (по мнению конструкторов) для интенсификации теплообмена газа со стенкой криостата. Разработанное программное обеспечение передано в НПО «Криогенмаш» для проведения дальнейших исследований применительно к криостату РЦВГ-40.

В §2.3 проанализированы процессы при захлаживании горизонтального криогенного (водородного) топливного бака летательного аппарата (рис. 9). Конструктивно топливный бак был выполнен в виде цилиндра (длина бака 10,2 м; радиус и толщина металлической оболочки 1,65 м и $3,5 \cdot 10^{-3}$ м, тол-

ной расход гелия сосредоточен у стенок криостата, а внутри емкости формируется стратифицированное поле температуры. В целом сравнение результатов расчетов и экспериментальных данных показало вполне удовлетворительное соответствие (рис. 8).

Численное моделирование процессов захлаживания криостата РЦВГ-16 в диапазоне 300—20 К было выполнено для условий подачи криогента через патрубок, расположенный в днище, так как этот вариант захлаживания оказался более эффективным. В указанном диапазоне температур предложено проводить захлаживание

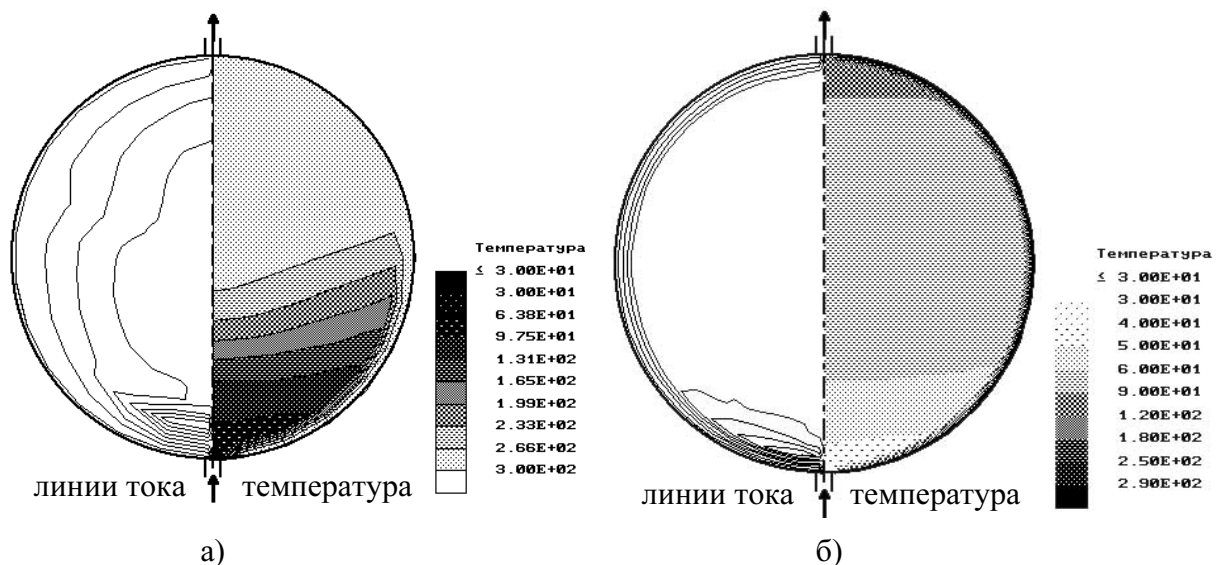


Рис. 9. Картина линий тока и поля температур в баке при τ , с: 50 (а), 800 (б)

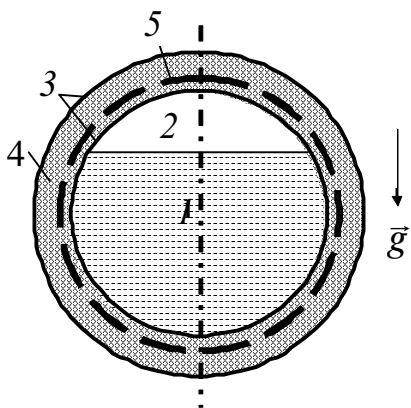


Рис. 10. Поперечное сечение топливного бака:

1 — жидкость; 2 — пар; 3 — стальная оболочка; 4 — теплоизоляция; 5 — нагреватель

щина внешней теплозащитной оболочки $30 \cdot 10^{-3}$ м). Численное моделирование выполнено для двухмерной постановки задачи в полярной системе координат. Общие закономерности (рис. 9) перестройки картины течения в баке — распад вдуваемой снизу холодной струи газообразного водорода под действием термогравитации и формирование температурной стратификации по вертикальной координате аналогичны тем, которые рассматривались для вертикальных гелиевых криостатов в §2.2. В результате исследований [11, 12] определены характерные времена захлаживания, поля температуры в стенке в различные моменты времени.

Глава 3. Нестационарные процессы теплообмена в криогенных топливных баках

в режиме бездренажного хранения топлива. В §3.1 описаны методика и результаты расчета бездренажного хранения азота в модельном баке, сконструированном в АНТК им. А.Н. Туполева. Бак внутренним диаметром 0,25 м и длиной 1,15 м выполнен из стали толщиной 0,001 м и теплоизолирован слоем пенополиуретана толщиной 0,15 м. В толще изоляции предусмотрен нагреватель для обеспечения заданного теплового потока к теплоносителю. Поперечное сечение бака схематично изображено на рис. 10. Предполагалось, что уровень жидкости в баке может быть произвольным, а газ над зеркалом жидкости представляет собой пары топлива. В математической модели предусматривалось наличие трех фаз (жидкой, газообразной и твердой) с подвижной границей раздела «жидкость—газ». Процессы теплообмена внутри бака описывались отдельно для жидкой и газообразной фаз. Температура стенки рассчитывалась по уравнению теплопроводности с источниковыми членами для моделирования теплообмена излучением между стенкой и жидкостью, а также для учета теплоты, выделяемой в стенке нагревателями. Система уравнений сохранения массы, импульса и энергии для газовой и жидкой фаз дополнялась уравнениями k - ϵ модели турбулентности и уравнениями совместности на фазовых границах. На стенке бака задавались нулевые значения скорости газа и жидкости. На внешней поверхности теплоизоляции бака моделировались условия теплообмена с внешней средой ($\alpha_f = 10$ Вт/(м²·К), $T_f = 300$ К). Считалось, что в начальный момент времени температура жидкой и газовой фаз равна температуре насыщения при давлении p_0 , а профиль температуры в стенке соответствовал стационарному профилю в многослойной цилиндрической стенке при заданных условиях на внешней и внутренней поверхностях.

Решение поставленной задачи в расчетном плане оказывается достаточно сложным по двум принципиальным причинам: 1) положение и форма межфазной поверхности «жидкость—газ» заранее не известны, а определяются из решения системы исходных уравнений; 2) межфазные поверхности

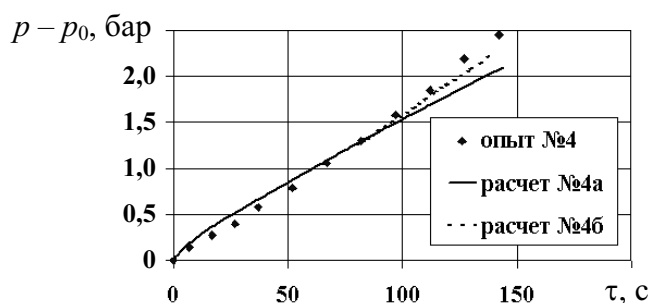


Рис. 11. Зависимость давления в баке от времени

«жидкость—газ», «жидкость—твердое тело» одновременно не вписываются ни в одну из ортогональных систем координат. При решении поставленной задачи использовался метод дробных контрольных объемов [13] в двухмерной декартовой системе координат. Для отработки математической модели и реализующих ее программных средств были выполнены обширные численные исследования применительно к тем режимам хранения азота, для которых были получены экспериментальные данные на модельном баке. В расчетах варьировались уровень жидкости и мощность нагревателей в стенке. Поскольку конструктивно модельный бак выполнен относительно коротким ($L/D \approx 2,5$), использование двухмерной модели оказывается не вполне корректным. Тем не менее, сопоставление результатов двухмерных расчетов с данными экспериментов показало вполне удовлетворительное соответствие [13]. В качестве иллюстрации на рис. 11 приводятся данные об изменении избыточного давления в баке во времени. Пунктирная кривая на рис. 11 получена «рестартом» с момента времени $\tau = 80$ с с последующим приближенным учетом дополнительного теплового потока, поступающего в жидкую и газовую фазу с торцов бака.

Далее (§3.2) были выполнены расчеты бездренажного хранения водорода в баке ЛА. На рис. 12 показана зависимость среднего давления в баке от времени, а на рис. 13 векторное поле скорости и поле температуры в газовой фазе и в жидкости для $\tau = 1800$ с. Разработанное программное обеспечение было внедрено в разработки АНТК им. А.Н. Туполева.

Глава 4. Моделирование процессов теплообмена в фильтрационной зоне рудно-термических печей для получения фосфора. Рудно-термические печи относятся к классу гетерогенных химических реакторов непрерывного действия. Высокие температуры (~ 1700 К), неоднородность структуры и состава движущейся гетерогенной многокомпонентной смеси,

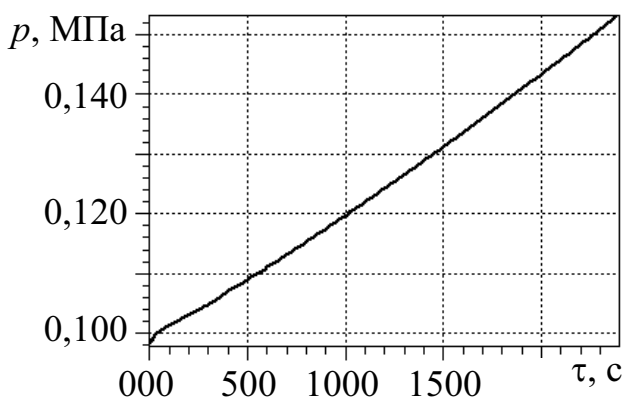


Рис. 12. Изменение среднего давления в баке

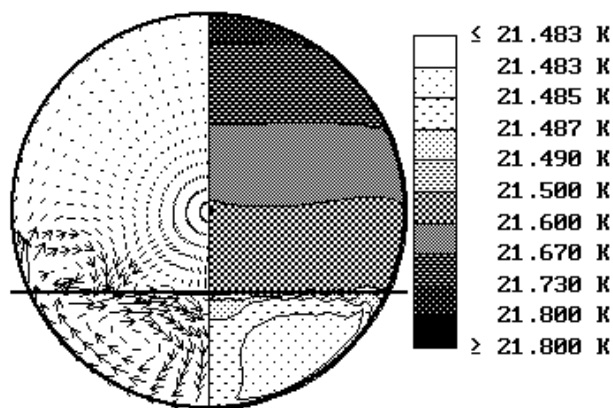


Рис. 13. Векторное поле скорости и поле температуры в газе и жидкости

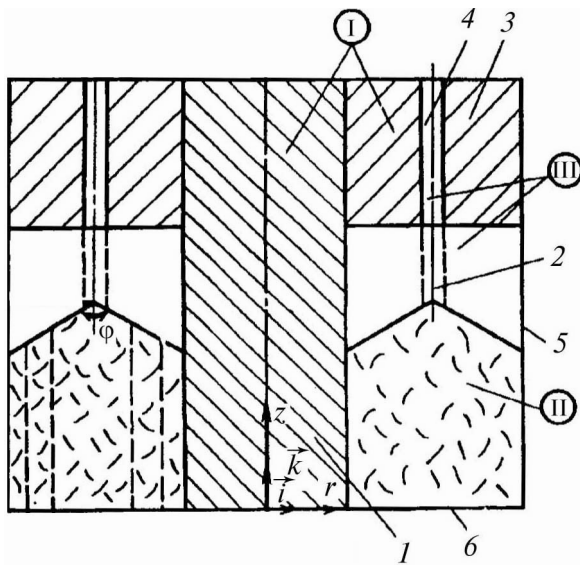


Рис. 14. Модельная конструкция печи
 I — непроницаемая область; II — проницаемая пористая область; III — область с течением Навье—Стокса; 1 — электрод; 2 — течка; 3 — свод печи; 4 — газоход; 5 — боковая ограничивающая поверхность; 6 — поверхность расплава

вниз шихты. Основная цель исследования состояла в разработке математической модели, позволяющей учесть влияние на температурное поле печи многомерных эффектов, связанных с зональным тепловыделением (в данном случае в электроде), неравномерным профилем скорости реакционных газов над расплавом, свободной конвекцией газов, неоднородной газопроницаемостью движущейся шихты. В используемых для расчета фильтрационной зоны одномерных моделях теплообмена (типа «противотока») в принципе не могут быть учтены перечисленные эффекты. Пространственно многомерные модели для фильтрационной зоны анализировались А.Ф. Богатыревым, С.В. Панченко (1996 г.), однако в этих моделях не учитывался сопряженный характер температурных полей в шихте, газе, электроде и своде печи. Отсутствуют также результаты расчетов с использованием упомянутых моделей и анализ пространственных неоднородностей в температурных полях.

Практическая значимость исследования выполненного автором заключается в объяснении на основе полученных пространственных распределений температуры в шихте и газовой фазе причины снижения производительности печей после перехода на новое сырье (до 1991 г. руда поставлялась из Казахстана и имела другой гранулометрический состав).

В §4.1 приведена физическая постановка задачи. Рассмотрена одноэлектродная печь — приближенный аналог околоэлектродного пространства трехэлектродной печи (рис. 14). В §4.2 формулируется математическая постановка задачи. Основные уравнения сохранения массы (1), импульса (2) и энергии (3б), (5б) записаны в цилиндрической системе координат (r, z) для стационарной постановки задачи в предположении однокомпонентной газовой фазы и отсутствия теплообмена излучением.

фазовые и химические превращения не позволяют рассчитывать на возможность детально исследовать все многообразие физико-химических процессов, определяющих в конечном счете режим работы печи. В настоящее время целесообразным представляется подход, опирающийся на идею разбиения рабочего объема печи на несколько характерных зон, каждую из которых можно в известной степени исследовать отдельно от других (В.А. Ершов, 1984 г., И.Г. Альперович, 1990 г. и др.). Данная работа развивает этот подход и посвящена численному моделированию процессов теплообмена в верхней (фильтрационной) зоне рудно-термических печей, в которой реакционные газы фильтруются через слои движущейся

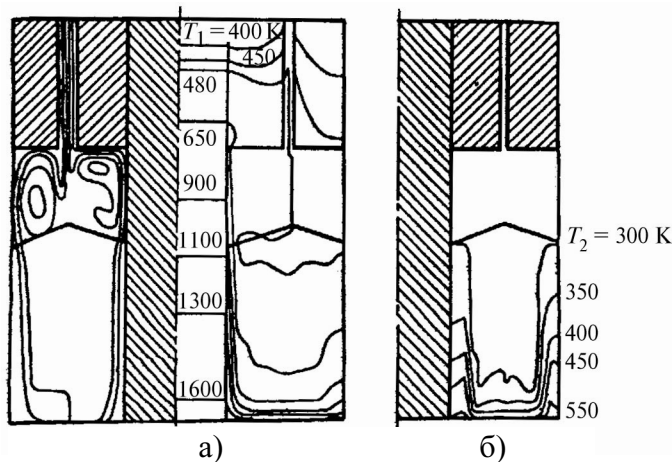


Рис. 15. Картина линий тока, изотермы в газе, электроде и своде (а), шихте (б) в третьем режиме

печи. Наконец, в третьем режиме наряду с неравномерными профилями скорости учитывалась и неоднородность гранулометрического состава шихты. Как показали результаты расчетов [14], неравномерность профилей скорости $v_{g,z}^0$, $v_{s,h}$ не оказывает заметного влияния на температурные поля в газе и шихте, по крайней мере, в том диапазоне режимных параметров, которые были исследованы. Напротив, учет изменяющейся по радиусу печи газопроницаемости и гранулометрического состава шихты приводит к более заметному отличию в температурных полях. Так, в третьем режиме, показанном на рис. 15, температура газа во входном сечении газохода повышается по сравнению с первым режимом на 45 К и достигает 480 К. Это происходит потому, что из-за большего гидравлического сопротивления слоев шихты, расположенных под точкой, расход газа в этих слоях мал и, следовательно, часть шихты не участвует в эффективном теплообмене. Слои шихты, расположенные под точкой, при движении вниз плохо прогреваются и попадают в расплав при температуре 420 К, что примерно на 100—150 К ниже, чем температура шихты у поверхности расплава при $r \rightarrow R$. Повышение температуры газа на колошнике на 30—40 К свидетельствует о том, что количество тепла, переданное газом шихте, уменьшилось на 3—4 %. Выявленное в процессе исследований заметное влияние на эффективность работы печи изменений в гранулометрическом составе шихты позволило объяснить снижение производительности промышленных печей после перехода на сырье из других месторождений.

Глава 5. Исследование процессов тепломассообмена в элементах оборудования АЭС. Представлены разработанные автором модели пористой среды и полученные на их основе результаты моделирования процессов тепломассопереноса в двух крупных элементах АЭС: в проектируемом ВТО системы аварийного расхолаживания РУ БН-800 в режиме готовности к расхолаживанию и в осушенной АЗ ВВЭР-1000 в условиях запроектной аварии.

§5.1 посвящен исследованию процессов в ВТО РУ БН-800. Схема одной из двух секций ВТО представлена на рис. 16. Особенности режимов готовности к расхолаживанию — малые расходы воздуха и пониженные тем-

В §4.3 представлены данные о линиях тока реакционного газа, полях температуры в газе, электроде, своде печи и шихте для трех режимов. В первом режиме шихта считалась однородной по объему печи. Профили скорости газа на поверхности расплава $v_{g,z}^0$ и шихты $v_{s,h}$ на поверхности «конуса» принимались равномерными. Второй режим отличался от первого тем, что профили скорости и газа, и шихты изменялись по радиусу

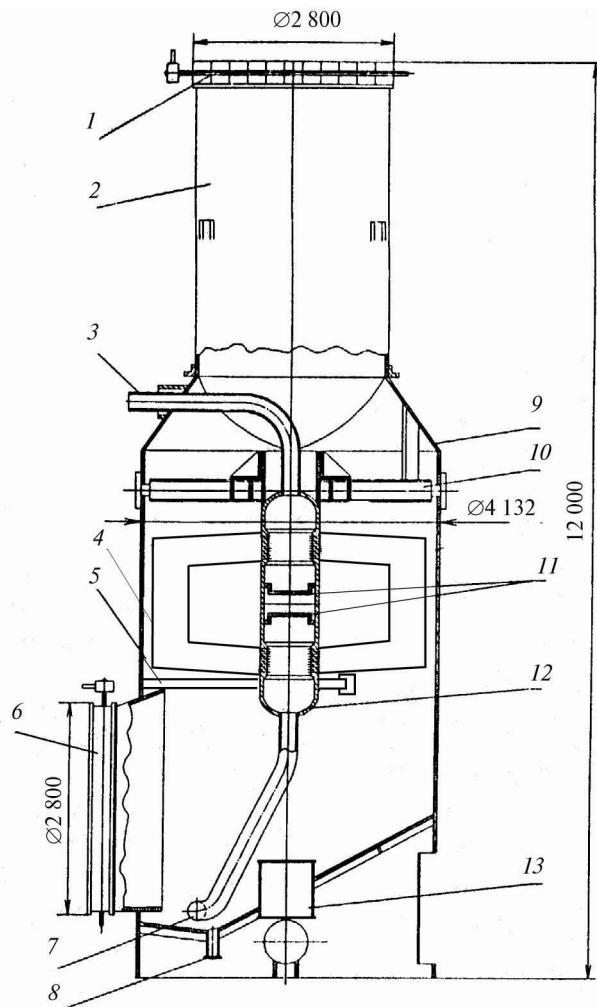


Рис. 16. Секция ВТО:

1 — верхний шибер; 2 — короб; 3 — патрубок подвода натрия; 4 — трубный пучок; 5 — амортизационный пояс; 6 — нижний шибер; 7 — патрубок отвода натрия; 8 — сливной патрубок; 9 — корпус; 10 — опорная рама; 11 — перегородки; 12 — коллектор; 13 — лаз

ний сохранения массы (1б), импульса (2) и энергии (3б) для газа, записанная в цилиндрической системе координат при следующих допущениях: химические и фазовые превращения отсутствуют, процессы стационарны. Для описания S -фазы использовалась одна переменная — температура фазы T_s , которая с учетом принятых допущений рассчитывалась по уравнению (5б) для непроницаемых элементов конструкции, а также для выходного шибера ($0 < \varepsilon < 1$).

Для определения температуры T_s в зоне теплообменника ($0 < \varepsilon < 1$) использовалась концепция представительного элемента пористой структуры, в данной задаче — оребренной трубы с жидкометаллическим теплоносителем. В этом случае под температурой T_s подразумевалась температура внешней поверхности оребренной трубы. Вследствие высокой теплопроводности натрия и малого термического сопротивления стенки трубы и ребер с достаточной точностью можно считать температуру внешней поверхности трубы и ребер T_s в некотором сечении $l = l_0$ равной среднемассовой температуре на-

пературы жидкометаллического теплоносителя (натрия) на входе в ВТО. Трубный пучок (11 рядов труб) выполнен из труб 22/18 мм, изогнутых в вертикальной плоскости и собранных в вертикальные U-образные ширмы (теплообменные модули), изогнутые в плане по эвольвенте. Поперечно обтекаемые горизонтальные участки труб расположены в коридорном порядке. Оребрение из привариваемых спиральных однозаходных ребер выполнено только на горизонтальных участках труб.

Для анализа процессов гидродинамики и теплообмена в ВТО моделировалось состояние двух фаз: внешнего теплоносителя — воздуха (G -фазы) и проницаемой (или непроницаемой) твердой фазы (S -фазы). Последняя моделировала элементы конструкции: стенки корпуса, трубный пучок, верхний шибер, коллектор, подводящие и отводящие натрий трубы, перегородки и др.

Состояние G -фазы описывалось пятью зависимыми переменными: компонентами вектора скорости ($v_g, r, v_{g\theta}, v_{gz}$), давлением (p) и температурой (T_g). Для определения полей этих переменных использовалась система дифференциальных уравне-

трия в этом сечении \bar{T}_{Na} (учет термического сопротивления стенки и ребер практически не сказывался на результатах расчета). Поэтому температура внешней поверхности представительного канала находилась как решение одномерного уравнения энергии для внутреннего теплоносителя

$$\rho_{Na} \bar{u}_{Na} c_{p, Na} \frac{d\bar{T}_{Na}}{dl} = \alpha_{sg} A_{sg} (T_g - T_s) - Q_{s,r}, \quad (10)$$

где l — координата вдоль оси криволинейного канала; \bar{u}_{Na} — среднемассовая скорость натрия в трубах. Члены $\nabla \vec{q}_{s,rad}$ в (5б) и $Q_{s,r}$ в (10) использовались для учета теплообмена излучением между поверхностями различных элементов конструкции ВТО. Поверхности труб внешнего и двух глубинных рядов труб разбивались на три зоны, соответствующие верхнему горизонтальному (ТО1), вертикальному (ТО2) и нижнему горизонтальному (ТО3) участкам труб. Поверхность корпуса также считалась состоящей из трех характерных зон: нижней, средней цилиндрической и верхней.

В качестве представительного элемента пористой структуры «обобщенного канала» ($n = 1 \dots 11$) рассматривалась совокупность труб, относящихся к одному ряду и отличающихся только координатой θ . Таким образом, каждый из одиннадцати обобщенных каналов по существу содержал 58 труб, относящихся к соответствующему ряду трубного пучка, тепловое состояние которых принималось идентичным ($n = 1$ присвоен внешнему ряду труб).

Результаты расчета [15, 16] температуры воздуха представлены на рис. 17 в виде профилей $T_g = T_g(z)$ для фиксированных значений r . Хорошо видно, что примерно половина перепада температуры по воздуху в самом теплообменнике приходится на нижние горизонтальные участки внешних труб. Внешний ряд труб активно участвует и в теплообмене излучением. Эта закономерность отчетливо демонстрируется на рис. 18, на котором показано изменение температуры натрия по длине труб, относящихся к разным рядам

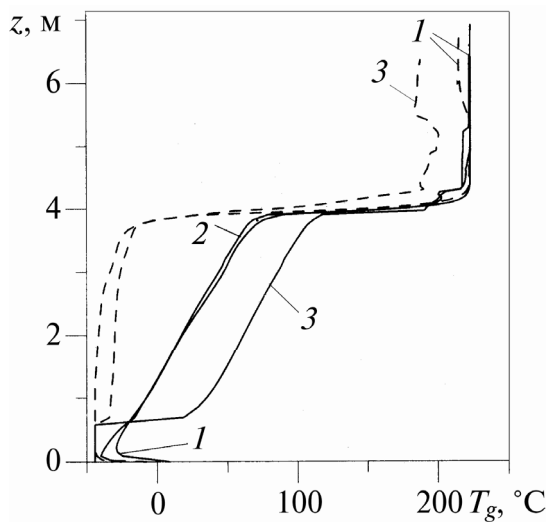


Рис. 17. Профили температуры воздуха при r , м:
1 — 1,09; 2 — 1,98; 3 — 2,05 (стенка корпуса); пунктирными линиями показаны результаты расчетов без учета излучения

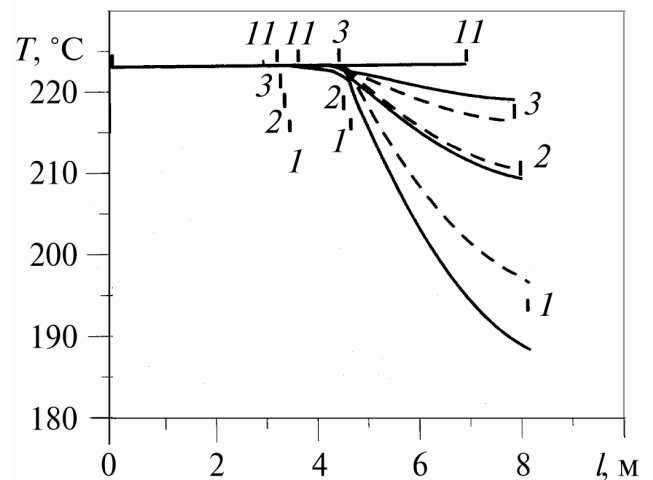


Рис. 18. Зависимости температуры натрия от координаты l
(цифрами указан номер ряда, засечки соответствуют границам зон ТО1, ТО2, ТО3)

пучка. Для каждой кривой засечками показаны три участка, соответствующие зонам ТО1, ТО2, ТО3. На этом же рисунке пунктиром даны результаты расчетов, полученные без учета теплообмена излучением. Видно, что вклад этой составляющей весьма значителен.

Средняя температура натрия на выходе из теплообменника заметно отличалась от температуры натрия на выходе из труб внешнего ряда. Например, в одном из исследованных вариантов при средней температуре натрия на выходе из ВТО 217,7 °С температура на выходе из трубы внешнего ряда была равна 188 °С. Таким образом, реальный запас по температуре оказывается не столь значительным по сравнению с данными, полученными с использованием средней температуры натрия на выходе.

В §5.2 представлены результаты моделирования процессов в осушенной АЗ ВВЭР-1000 на начальной стадии запроектной аварии. В п.5.2.1 кратко анализируются структура и математические модели зарубежных кодов по тяжелым авариям (SCDAP/RELAP, MELPROG/TRAC, ATHLET-CD и др.). Подчеркивается, что большинство кодов по тяжелым авариям базируются на нестационарной одномерной модели термогидравлики. Поэтому, несмотря на многие преимущества, связанные с комплексным рассмотрением процессов при тяжелых авариях, они имеют существенные ограничения, обусловленные отсутствием возможности описать многомерные процессы, протекающие внутри корпуса. Расчет твэльных сборок с помощью этих программ ведется, как правило, в субканальном приближении, а радиальные потоки массы, импульса и энергии приближенно учитываются в виде обменных членов в уравнениях сохранения. На основе анализа имеющихся литературных данных делается вывод о необходимости разработки отечественного исследовательского кода для пространственно-многомерного моделирования процессов в АЗ реакторов типа ВВЭР в условиях запроектной аварии.

В п.5.2.2 излагаются архитектура и функциональные возможности программного комплекса ANCOR, разрабатываемого в МЭИ для моделирования теплофизических процессов в АЗ энергетического реактора типа ВВЭР в условиях запроектных аварий. Базовая математическая модель кода ANCOR, в отличие от математических моделей, реализованных в кодах SCDAP, MELPROG, ICARE, ATHLET и др. состоит из иерархии пространственно-многомерных математических моделей для описания процессов, протекающих на микро- и макромасштабах. Основу моделей макроуровня ANCOR составляют многомерные нестационарные уравнения механики гетерогенных сред, записанные в приближении взаимопроникающих континуумов для двух фаз — *G*-фазы (теплоносителя) и твердой *S*-фазы («скелета» — внутрикорпусных конструкций). Указанные уравнения дискретизируются на макросетке контрольных объемов (КО), размер которых составляет 10^{-2} от габаритных размеров исследуемой конструкции (например, диаметра корпуса реактора). Для анализа процессов, протекающих на малых масштабах (порядка диаметра твэла), в каждом макроКО моделируется состояние так называемого обобщенного (представительного) элемента, которым может быть топливный или управляющий стержень. Для этого привлекаются модели деформационного и

коррозионного поведения оболочек твэлов и управляющих стержней, модели плавления оболочек и топлива. Уравнения, описывающие процессы на микромасштабах, дискретизируются на сетке микроКО и интегрируются также численно. Взаимосвязь разномасштабных процессов реализована в модели с помощью согласованного задания источниковых членов в уравнениях макроуровня и граничных условий для уравнений, описывающих состояние обобщенного элемента. Представленная в работе версия кода [17] имеет ряд ограничений, главными из которых являются: двухмерная осесимметричная конструкция; теплоноситель – жидкость или смесь газов; «скелет» — твердая проницаемая или непроницаемая среда; один обобщенный элемент (твэл); упрощенная модель плавления (модель эффективной теплоемкости); отсутствие учета процессов перемещения расплавленных масс.

В п.5.2.3 анализируются модели макроуровня. Система уравнений для определения состояния газовой фазы, записанная в цилиндрической системе координат, включает в себя уравнения сохранения массы фазы, масс водорода и пара, импульса в проекциях на оси Z и R и энергии смеси. Предполагается, что газовая фаза может состоять из водяного пара, водорода и произвольного инертного газа. Уравнение энергии решается относительно энтальпии фазы в предположении, что число Льюиса равно единице. Состояние S -фазы на макроуровне описывается уравнением теплопроводности, содержащим объемные источники тепла, обусловленные внутренним тепловыделением, излучением, межфазным теплообменом и химической реакцией окисления.

Математическая модель микроуровня (модель представительного твэла) приводится в п.5.2.4. Тепловое состояние представительного твэла в каждом макроКО определяется также уравнением теплопроводности

$$\rho c_p \frac{\partial T_m}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda^r \frac{\partial T_m}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda^z \frac{\partial T_m}{\partial z} \right) + S_V + S_r + S_c, \quad (11)$$

где ρ , λ^r , λ^z и c_p — плотность, теплопроводность (в направлении осей r и z) и удельная изобарная теплоемкость среды; S_V , S_c , S_r — объемные плотности внутренних источников тепла, используемых для описания внутреннего тепловыделения за счет ядерных реакций в топливе (S_V), химических реакций (S_c) в оболочке и теплообмена излучением (S_r) между топливом и внутренней поверхностью оболочки. Связь с макроуровнем в модели обобщенного твэла осуществляется заданием в качестве граничных условий в (11) коэффициента теплоотдачи α_{sg} , температуры теплоносителя T_g и поверхностной плотности теплового потока q_{rad} (представленной через объемную плотность S_r в приграничных КО) за счет обмена энергией излучением между внешней поверхностью оболочки рассматриваемого ряда обобщенных твэлов и другими элементами АЗ. В этом же пункте представлены разработанные и реализованные в коде ANCOR модели и численные алгоритмы для расчета таких определяюще важных процессов, как деформация и окисление оболочек твэлов.

Для анализа имеющихся моделей деформирования (п.5.2.5) были выполнены обширные тестовые расчеты и проведено тщательное сравнение по-

лученных результатов с имеющимися в литературе данными экспериментального и расчетного характера [18, 19]. Для тестовых расчетов были отобраны две характерные модели, разработанные авторами, представляющими различные научные школы. Коллективом авторов из ВНИИНМ им А.А. Бочвара и МИФИ рекомендованы следующие соотношения для проведения лицензионных расчетов твэлов с оболочками из Zr1%Nb:

$$\begin{aligned}\dot{\varepsilon}_{\alpha} &= 7,1 \cdot 10^5 \exp(-28\,900/T) \sigma_e^{2,2}, \quad 9 \leq \sigma_e \leq 32 \text{ МПа}; \\ \dot{\varepsilon}_{\alpha} &= 26 \exp(-28\,900/T) \sigma_e^{5,1}, \quad 32 \leq \sigma_e \leq 90 \text{ МПа}; \\ \dot{\varepsilon}_{\alpha} &= 2,0 \cdot 10^9 \exp(-28\,900/T) \exp(0,05 \sigma_e), \quad \sigma_e > 90 \text{ МПа}; \\ \dot{\varepsilon}_{\beta} &= 0,09 \exp(-13200/T) \sigma_e^{3,5},\end{aligned}\tag{12}$$

где $\dot{\varepsilon}_{\alpha}$ и $\dot{\varepsilon}_{\beta}$ — скорости эффективной неупругой деформации вследствие пластического течения или высокотемпературной ползучести для α - и β -фаз циркония.

В двухфазной области (области полиморфного превращения α -циркония в β -цирконий) использовались две модели: последовательного и параллельного соединения α - и β -фазы по отношению к приложенной нагрузке.

Несколько более сложной по своей структуре является модель Ф.Паздеры (Институт ядерных исследований, ЧССР), полученная с помощью обработки экспериментальных данных по растяжению и ползучести трубчатых образцов, изготовленных из оболочек коммерческих твэлов:

$$\dot{\varepsilon} = A(T)sh[B(t)(\sigma - \sigma_B)], \quad \dot{\sigma}_B = \dot{\varepsilon}[\sigma_{0,\infty}(T) - \sigma_B] / \bar{\varepsilon}(\varepsilon, T),\tag{13}$$

где $A(T)$, $B(T)$, $\bar{\varepsilon}(\varepsilon, T)$, $\sigma_{0,\infty}(T)$ — эмпирические параметры модели. Для оценки достоверности уравнений (12) и (13) была проведена серия численных экспериментов по деформированию сплава Zr1%Nb в условиях как изотермического, так и неизотермического нагружения. На основе выполненных исследований [18, 19] в качестве базовой модели для кода ANCOR была выбрана модель (12).

Для анализа процессов окисления оболочек твэлов в коде ANCOR была разработана модель парациркониевой реакции и реализованы следующие зависимости, описывающие привес кислорода (приходящийся на единицу поверхности) и толщины образующихся слоев ZrO_2 и α -Zr(O):

$$m_o = A_1 \exp(-Q_1/T) \tau^{1/n_1}; \quad \delta_{ZrO_2} = A_2 \exp(-Q_2/T) \tau^{1/n_2}; \quad \delta_{\alpha-Zr(O)} = A_3 \exp(-Q_3/T) \tau^{1/n_3}.$$

На основе сравнения результатов тестовых расчетов для неизотермического окисления оболочки из сплава Zr1%Nb, полученных по моделям, предлагаемым различными авторами (п.5.2.6), в качестве базовых параметров модели окисления для кода ANCOR были выбраны два набора — консервативная (верхняя) оценка [$n_1 = n_2 = n_3 = 2$, $A_1 = 920$ мг/(см²·с^{1/2}); $A_2 = 1,04$ см/с^{1/2}; $A_3 = 0,0568$ см/с^{1/2}; $Q_1 = 10\,409$ К; $Q_2 = 12\,240$ К; $Q_3 = 6\,793$ К (В.И. Соляный, Ю.К. Бибилашвили и др.)] и реалистическая (нижняя) оценка [$n_1 = n_2 = n_3 = 2$; $A_1 = 4\,865$ мг/(см²·с^{1/2}); $A_2 = 0,8040$ см/с^{1/2}; $A_3 = 78,4$ см/с^{1/2}; $Q_1 = 13\,274$ К; $Q_2 = 11\,771$ К; $Q_3 = 17\,350$ К (В. Врtilкова, Л. Молин и др.)]. Следует отметить,

что реализованная в ANCOR модель для расчета пароциркониевой реакции позволяет также учесть ограничение скорости реакции окисления диффузионными процессами подвода кислорода от теплоносителя. Подобное ограничение может иметь место в случае, если в газовой смеси наблюдается недостаток пара.

Для исследования взаимной согласованности и достоверности разработанных и реализованных в ANCOR моделей деформирования и окисления оболочек твэлов отечественных реакторов типа ВВЭР в различных аварийных условиях была проведена серия тестовых расчетов [18, 19]. Результаты моделирования сравнивались с данными, полученными с помощью твэльных кодов FRAS, РАПТА и др., а также с данными экспериментальных исследований. За основу были взяты традиционные сценарии аварий – авария с резким увеличением реактивности и максимальная проектная авария. Результаты выполненных исследований, представленные в п.5.2.7, показали удовлетворительное соответствие имеющимся данным.

В качестве интегрального теста (п.5.2.8) для верификации разработанных моделей микро- и макроуровня кода ANCOR и реализующих их численных алгоритмов были использованы данные международного эксперимента CORA/W2 по перегреву и разрушению сборки твэлов. Некоторые результаты проведенных расчетов в сравнении с экспериментальными данными и расчетами с помощью других кодов представлены на рис. 19, 20. На рис. 19 приведена температура оболочки центрального стержня в сравнении с экспериментальными данными (1) и расчетными данными, полученными с помощью кодов SCDAP, MELCOR, ANCOR (2, 3, 4), для $Z = 950$ мм. Рис. 20 иллюстрирует скорость генерации водорода (1 — экспериментальные данные, 2 — результаты расчета по стандартной модели излучения кода ANCOR, 3 — результаты расчета по разработанной автором модели излучения «CORA», 4 — результаты расчета по коду MELCOR). Видно, что результаты расчетов, полученные с помощью кода ANCOR, хорошо согласуются с экспериментальными данными и не уступают по точности аналогичным данным, полученным с помощью лучших зарубежных кодов (SCDAP, MELCOR), вплоть до достижения температуры интенсивного плавления оболочек имитаторов.

В п.5.2.9 приводятся результаты численного моделирования процессов в осушенной АЗ реактора ВВЭР-1000 в условиях запроектной аварии. Моделирование процессов в корпусе ВВЭР-1000 потребовало разработки подробной теплогидравлической модели реактора с учетом его основных конструктивных особенностей. Активная зона, опоры, стаканы, нижняя и верхняя плиты АЗ, выгородка, перфорированное днище моделировались как пористые проницаемые структуры с неоднородными анизотропными свойствами. Стенки шахты и корпуса реактора рассматривались как непроницаемые твердые элементы конструкции, контактирующие со «свободным» теплоносителем. Для каждой характерной пористой структуры была разработана модель, описывающая пористость, удельную поверхность, коэффициенты проницаемости и межфазной теплоотдачи при течении однофазного теплоносителя, а также эффективные теплофизические свойства. Указанные модели строились

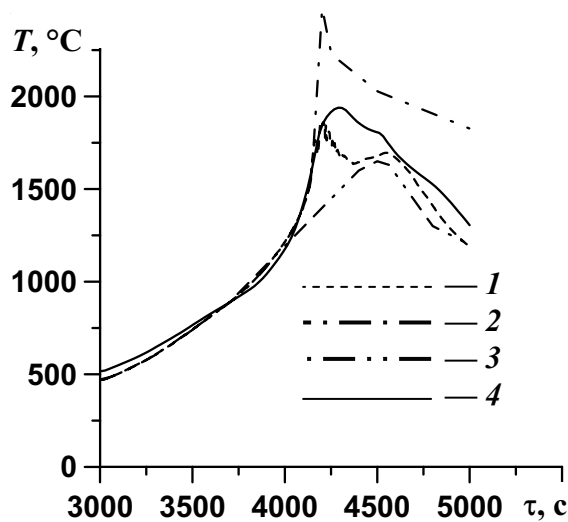


Рис. 19. Зависимости температуры оболочки твэла от времени

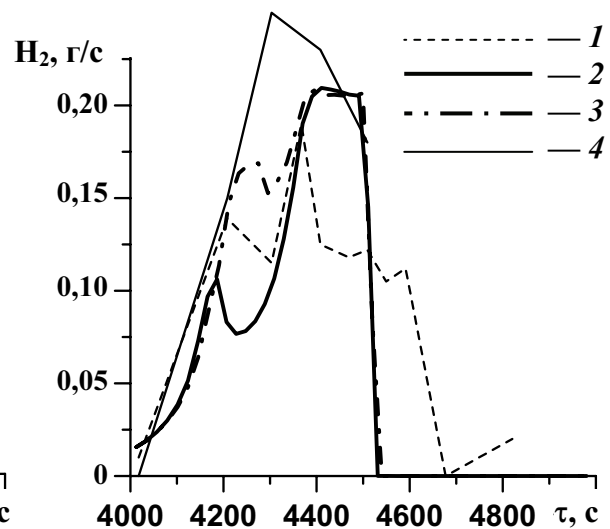


Рис. 20. Зависимости скорости генерации водорода от времени

на основе анализа структуры пористой среды с привлечением наиболее достоверных эмпирических формул, описывающих трение и теплообмен в разнообразных каналах, при обтекании пучков труб и др. Модели разработаны для широкого диапазона чисел Рейнольдса применительно к однофазному потоку с учетом возможности типичного деформирования структуры (например, деформирования оболочек твэлов и частичной блокировки каналов охлаждения АЗ). Совокупность моделей пористых структур ВВЭР-1000 реализована в ANCOR в виде банка данных.

В качестве основного сценария запроектной аварии реактора ВВЭР-1000 рассматривалась гипотетическая ситуация, характеризующаяся нарушением штатного режима работы в результате мгновенного падения давления в корпусе реактора, охлаждением АЗ водяным паром и отказом в работе всех систем аварийного охлаждения. Основной целью исследования было изучение физико-химических процессов в АЗ реактора при ее охлаждении паром вплоть до достижения температур интенсивного плавления оболочек твэлов и стекания расплавленных масс. В работе моделировались два варианта основного сценария: а) отсутствие жидкой фазы внутри корпуса и б) наличие испаряющейся жидкости в нижней камере реактора. Численное моделирование процессов в осушенной зоне для первого варианта было выполнено при следующих предположениях: давление в корпусе постоянно и близко к атмосферному; остаточное тепловыделение в АЗ составляет 6% номинальной мощности; расход теплоносителя в холодной нитке равен нулю; расход пара в горячей нитке определяется скоростью расширения газовой смеси, находящейся в корпусе, в процессе разогрева АЗ; внешняя поверхность корпуса теплоизолирована. При моделировании второго варианта предполагалось, что уровень жидкости, находящейся при температуре насыщения, задан в районе опор АЗ, и в ходе расчета его положение не изменяется; корпус реактора и днище исключаются из рассмотрения; на внешней поверхности шахты реактора задана температура, равная температуре насыщения (420 К) при заданном давлении внутри корпуса $4,4 \cdot 10^5$ Па; скорость генерации пара с зеркала

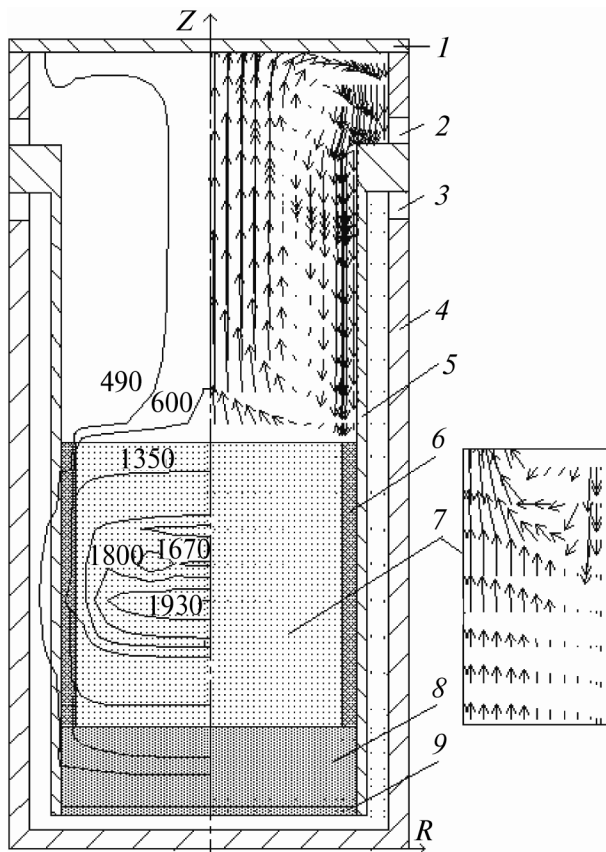


Рис. 21. Картина изотерм и линий тока

жидкости определяется тепловыми потоками от элементов конструкций к жидкости в результате остаточного тепловыделения в АЗ.

Некоторые результаты расчетов двух описанных выше вариантов сценария аварии представлены на рис. 21—23. На рис. 21 (1 — крышка; 2, 3 — выходной и входной патрубками; 4 — корпус; 5 — шахта; 6 — выгородка; 7 — АЗ; 8 — область опор; 9 — перфорированное днище) показаны изотермы и векторное поле скорости газа в реакторе для первого варианта ($\tau = 500$ с). Изотерма $T=1930\text{K}$ может быть условно принята за границу фронта плавления. На рис. 22, 23 представлены зависимости радиуса (вариант с отсутствием жидкой фазы внутри корпуса) и температуры (вариант с наличием испаряющейся жидкости) оболочек твэлов на высоте $Z = 1,55$ м от времени (кривая 1 соответствует центральному твэлу, 2 — промежуточному твэлу, 3 — периферийному твэлу). Для сравнения на рис. 23 нанесена температурная кривая 4 для оболочки, полученная в результате проведения одномерного расчета, в котором по радиусу АЗ задавался только один КО. Видно, что температура оболочки твэла в одномерном расчете близка к температуре наиболее нагруженного (центрального) твэла в двухмерном расчете. Максимальные деформации оболочек твэлов в расчетах составляли 29%, что соответствовало их полному смыканию. Из анализа по-

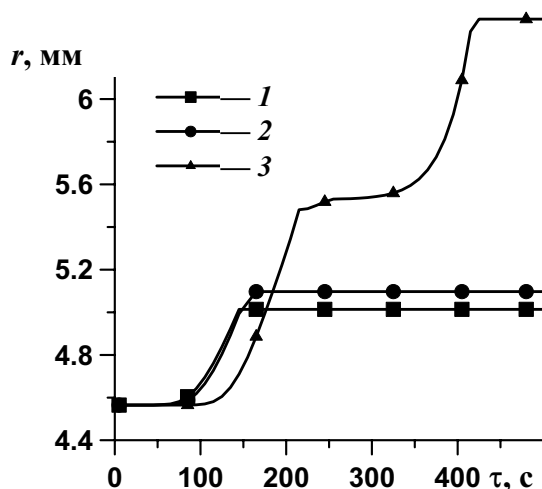


Рис. 22. Зависимости радиуса оболочек твэлов от времени

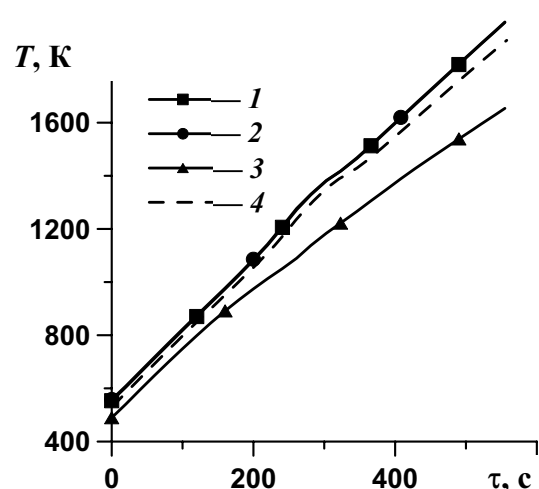


Рис. 23. Зависимости температуры оболочек твэлов от времени

лученных результатов следует, что при отказе аварийных систем охлаждения реактора более чем на 500 с, рассмотренные сценарии приобретают все признаки тяжелой аварии с разрушением элементов АЗ.

Глава 6. Моделирование процессов тепломассопереноса в металлгидридных системах аккумулирования и очистки водорода.

В §6.1 представлен анализ работ, предшествовавших настоящему исследованию. Отмечено, что скорость реакции абсорбции/десорбции водорода в активированной засыпке сплава-накопителя водорода (СНВ) ограничивается, как правило, из-за нарушения требуемого теплового режима вследствие низкой эффективной теплопроводности засыпки, препятствующей интенсивному отводу/подводу тепла. Показано, что все опубликованные к моменту начала исследований автора работы расчетно-теоретического плана ограничены лишь двухмерной постановкой задач сорбции-десорбции чистого водорода. Какие-либо результаты расчетов трехмерных задач сорбции водорода из газовых смесей в доступной литературе отсутствуют. В §6.2 приводится описание трехмерной математической модели процессов тепломассопереноса в пористой водородопоглощающей среде [20—23]. В качестве основных уравнений математической модели используются дифференциальные уравнения (1)—(5), записанные в цилиндрической системе координат. При этом уравнения энергии для фаз записываются в недивергентном виде (3б), (5б) относительно температуры фаз, а не энтальпий. Предполагается также, что газовая фаза представляет собой гомогенную смесь, состоящую из N компонентов, один из которых водород. Изменение объема частиц твердой фазы в процессе сорбции/десорбции не учитывается. Для замыкания математической модели использовались следующие соотношения.

Кинетика процессов сорбции/десорбции водорода рассчитывалась по соотношениям Майера (Mayer, 1987 г.) и Иноматы (Inomata, 1998 г.):

$$\text{абсорбция (Mayer): } \dot{m} = C_a(1 - \varepsilon)\rho_s^0(M_H/M_M)X_S \exp(-E_a/RT) \times \\ \times \ln(p_{H_2}/p_{eq})(1 - X), C_a = 59,187 \text{ с}^{-1}, E_a = 21,170 \text{ кДж/моль } H_2, X_S = 6;$$

$$\text{абсорбция (Inomata): } \dot{m} = k_1 k_2 / (k_1 + k_2)(1 - \varepsilon)\rho_s^0 M_H / M_M, k_1 = \\ = 0,216(p_{H_2} - p_{eq})(1 - X)[\ln(1 - X)]^{2/3}, k_2 = 5,278 \cdot 10^{-3}(p_{H_2} - p_{eq}) / ((1 - X)^{-1/3} - 1);$$

$$\text{десорбция (Mayer): } \dot{m} = -C_d(1 - \varepsilon)\rho_s^0(M_H / M_M)X_S \exp(-E_d/RT)X \times \\ \times (p_{eq} - p) / p_{eq}, C_d = 9,57 \text{ 1/с}, E_d = 16,42 \text{ кДж/моль } H_2;$$

$$\text{десорбция (Inomata): } \dot{m} = k_1(1 - \varepsilon)\rho_s^0(M_H / M_M)X_S(p_{eq} - p) \times (1 - X)^2, \\ k_1 = 3,5 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}.$$

Наличие примесей в газовой фазе учитывается в уравнениях кинетики с помощью замены общего давления в газовой фазе парциальным давлением водорода, $X = x/x_{\max}$, x — массовая доля водорода в твердой фазе.

Коэффициент межфазной теплоотдачи (Ranz, 1952 г.):

$$Nu_d = 2 + 1,1(\varepsilon Re_d)^{0,6} Pr^{1/3}, Nu_d = \alpha_{sg} \bar{d}_p / \lambda_g, Re_d = \rho_g v_g \bar{d}_p / \mu_g.$$

Коэффициент проницаемости засыпки (Справочник по теплообменникам» (1987 г.):

$$\tilde{k}_i = \tilde{k} = C_k \bar{d}_p^2 \left(\varepsilon / (1 - \varepsilon) \right)^2, \quad i = r, \theta, z, \quad C_k = \left(150 + 1,75 \operatorname{Re}_d \varepsilon / (1 - \varepsilon) \right)^{-1}.$$

Теплоемкость твердой фазы рассчитывалась по формуле, рекомендованной в работе А.Н. Артеменко (1985 г.), которая с точностью 5% соответствует закону Дюлонга—Пти.

В работе предложена методика расчета эффективной теплопроводности пористой среды, насыщенной газовой смесью, и эффективных теплопроводностей фаз с учетом неоднородного распределения пор по размерам, а также эффекта Кнудсена [20—23]. Поскольку на практике распределения по размерам частиц СНВ и пор между ними часто не известны, в работе предложена также модифицированная методика расчета эффективной теплопроводности газовой фазы, основанная на среднем размере частицы СНВ.

В §6.3 представлены результаты численных исследований. Для проверки математической модели и программных средств были выполнены тестовые расчеты применительно к данным, полученным в работах (Mat, 2001 г.) и (Jemni, 1999 г.) (п.6.3.1). В целом с учетом некоторой неопределенности в исходных данных упомянутых работ отмечено вполне удовлетворительное совпадение результатов. Далее (п.6.3.2) описан металлгидридный цилиндрический реактор (ЦР) (модуль), изготовленный в ОИВТ РАН. Схематично конструкция модуля изображена на рис. 24. Внешняя цилиндрическая стенка модуля непроницаема и снаружи интенсивно охлаждается. В качестве СНВ использован «низкотемпературный» интерметаллид Р9 [$\text{Mm}_{0,8}\text{La}_{0,2}(\text{Ni}_{4,1}\text{Fe}_{0,8}\text{Al}_{0,1})_{4,9}$], полученный на химическом факультете МГУ. Основные свойства сплава: тепловой эффект (абсорбция) $\Delta H = -26,1$ кДж/моль H_2 ; плотность $\rho_s^0 = 7,6 \cdot 10^3$ кг/м³; молекулярная масса $M_M = 421,5$ кг/моль, средний размер частиц сплава $\bar{d}_p = 2$ мкм, пористость засыпки $\varepsilon = 0,43$. На рис. 25 показана изотерма равновесного давления сорбента при температуре 20 °С, использованная для расчетов. Зависимость равновесного давления от температуры определялась соотношением, полученным из уравнения Вант-Гоффа.

Результаты численных расчетов в «двухтемпературном» приближении показали, что при среднем диаметре твердых частиц 2 мкм и пористости $\varepsilon = 0,43$ в аккумулирующей среде с высокой степенью точности выполняется



Рис. 24. Схема реактора, использованная в расчетах (размеры в миллиметрах)

условие локального теплового равновесия ($T_s = T_g$), что позволяет использовать «однотемпературное» приближение. Искусственное варьирование числа Нуссельта (Nu_d) в интервале $2 \cdot 10^{-3} \div 2 \cdot 10^3$ не привело к заметному изменению теплового состояния фаз. Приведены также результаты

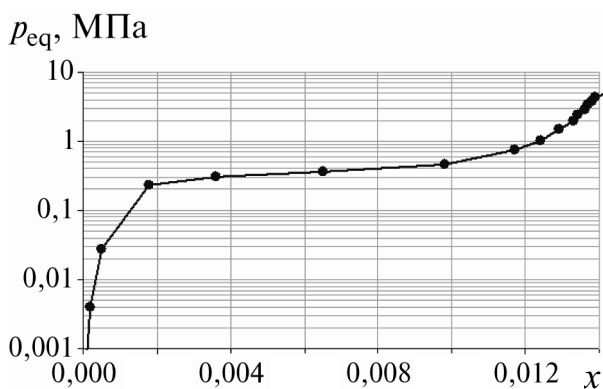


Рис. 25. Зависимость равновесного давления от x при $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$

расчетов процесса сорбции водорода с использованием значений коэффициента проницаемости, вычисленных по различным соотношениям, рекомендуемым в литературе. Проведен анализ зависимости результатов расчета от выбранной модели кинетики реакции сорбции. Показано, что использование различных соотношений для скорости поглощения водорода из газовой смеси (Майер с соавторами, Иномата с соавторами) оказывает влияние на интегральные характеристики сорбции только в первые 10 с.

Исследовано влияние теплового состояния засыпки и давления в реакторе на скорость сорбции незагрязненного водорода. На основании полученных результатов сделан вывод о том, что разогрев засыпки существенно ограничивает скорость сорбции чистого водорода, а внешнее охлаждение реактора при относительно большой толщине засыпки СНВ оказывается малоэффективным из-за низкой теплопроводности засыпки.

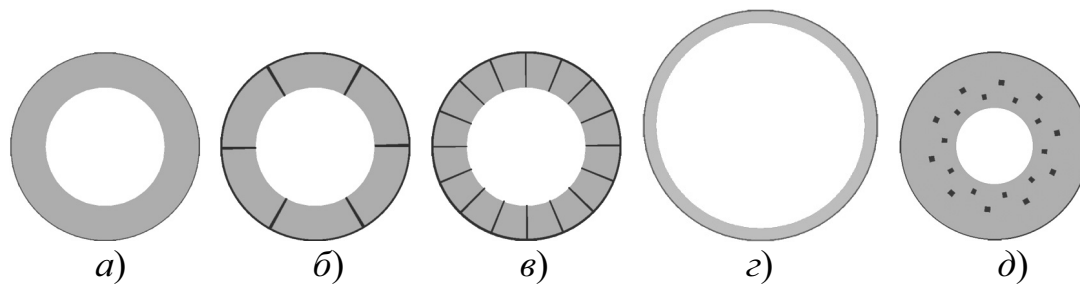


Рис. 26. Варианты интенсификации охлаждения засыпки

Для оценки эффективности различных методов интенсификации охлаждения засыпки была проведена серия расчетов процесса сорбции в модельной постановке [24]. Рассматривалась двухмерная задача сорбции чистого водорода в кольцевом слое сорбента, охлаждаемом по внешней образующей. На внутренней образующей задавались постоянные значения давления и температуры водорода. На рис. 26 представлены схемы рассмотренных вариантов реактора: *а* — исходный вариант, *б*, *в* — варианты с ребрами охлаждения, *г* — тонкий слой сорбента, *д* — вариант с охлаждающим трубным пучком. Серым цветом на рисунках отмечен сорбирующий слой, черным — металлические элементы (стенка реактора, ребра и трубки охлаждения). Количество сорбента во всех вариантах расчета было одинаково. Для определения температуры в ребрах (*б*, *в*) решалась сопряженная задача теплообмена, температура же трубок (*д*) полагалась постоянной и равной температуре охлаждающей жидкости $T_f = 15\text{ }^{\circ}\text{C}$. На рис. 27 приведены графики изменения среднеинтегральной массовой доли (СИМД) связанного водорода в реакторе для всех рассчитанных вариантов. Использование относительно редкого оререния не оказывает существенного влияния на динамику сорбции. Для опти-

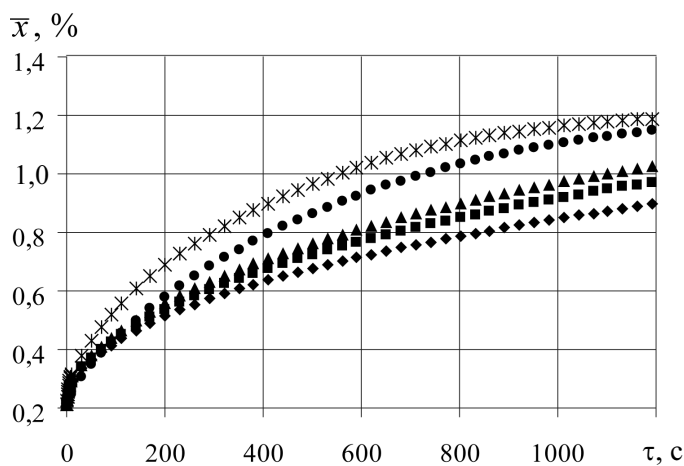


Рис. 27. Зависимость СИМД связанного водорода от времени:

◆ — а; ■ — б; ▲ — в; * — г; ● — д

мальных характеристик оребрения были выполнены специальные расчеты, результаты которых обсуждаются в п.6.3.5. Наиболее эффективным способом повышения скорости сорбции оказалось уменьшение толщины слоя сорбента, однако для этого при неизменной массе сплава, размещенного в реакторе, требуется либо увеличение габаритных размеров реактора, либо усложнение его конструкции.

В п.6.3.3 анализируется влияние неабсорбируемых газовых примесей на процессы тепломассопереноса и скорость сорбции в металлгидридном реакторе. Рассматривались только пассивные газовые примеси, не взаимодействующие со СНВ и не изменяющие его сорбционные свойства. Мольный состав газовой смеси, подаваемой в реактор — $\gamma_{\text{H}_2} = 96,6\%$, $\gamma_{\text{N}_2} = 1,5\%$, $\gamma_{\text{CO}_2} = 1,9\%$ — соответствовал массовым долям компонент газовой смеси $\tilde{x}_{\text{H}_2} = 60,6\%$, $\tilde{x}_{\text{N}_2} = 17,4\%$, $\tilde{x}_{\text{CO}_2} = 22,0\%$. Одним из факторов, оказывающих существенное влияние на скорость сорбции водорода из газовой смеси, является зависимость эффективной теплопроводности от концентрации водорода. На рис. 28 показано изменение эффективной теплопроводности в одном из КО в центральной области засыпки при сорбции водорода из газовой смеси. Значение коэффициента эффективной теплопроводности, как видно на графике, уменьшается в процессе сорбции почти в 2,5 раза. Другой важный фактор, ограничивающий скорость сорбции, — уменьшение парциального давления водорода в газовой смеси вследствие

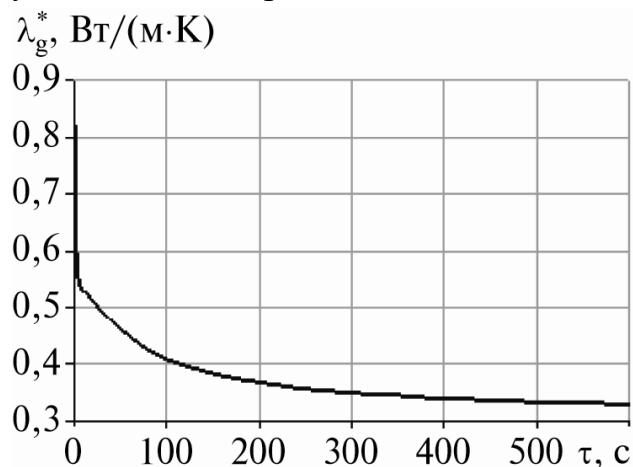


Рис. 28. Зависимость от времени эффективной теплопроводности газовой фазы в одном из контрольных объемов в центральной части засыпки

накопления неабсорбируемых газовых примесей в порах металлгидридной засыпки. Он приводит к замедлению поглощения водорода, причем накопление примесей в порах засыпки и свободном объеме реактора происходит достаточно быстро.

На рис. 29 показаны поля массовой доли водорода в объеме модельного реактора. Часть расчетной области, лежащая выше жирной линии на рисунке ($0,045 < r < 0,055$), соответствует «активной зоне» реактора, в которой расположен сор-

бент. С течением времени примеси накапливаются как в пористой засыпке, так и в свободном объеме реактора. На рис. 29 видно, что только возле входного отверстия в реактор концентрация водорода близка к начальной. Таким образом, большая часть металлгидридной засыпки находится в области с пониженным содержанием водорода в газовой смеси, т.е. с пониженным парциальным давлением водорода, что приводит к замедлению скорости сорбции.

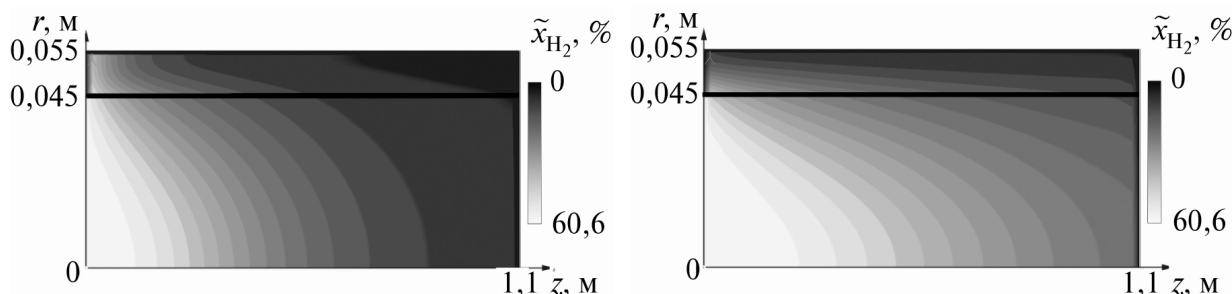


Рис. 29. Поле массовой доли водорода в газовой фазе через 300 с (слева) и 1200 с (справа) после начала сорбции

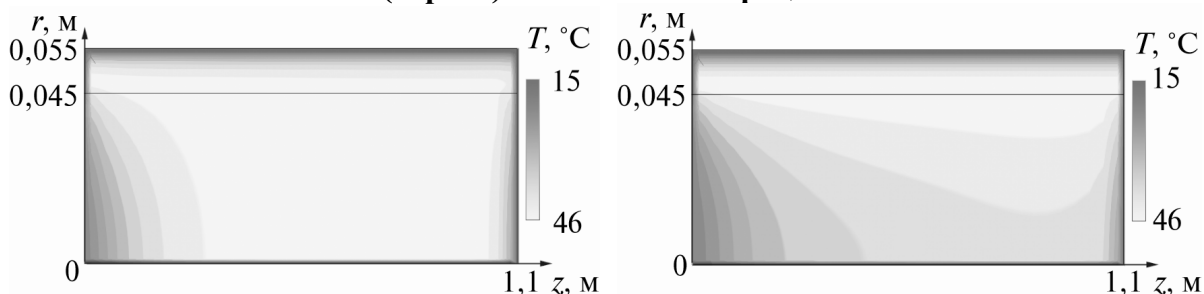


Рис. 30. Поле температуры в реакторе через 10 с (слева) и 50 с (справа) после начала сорбции

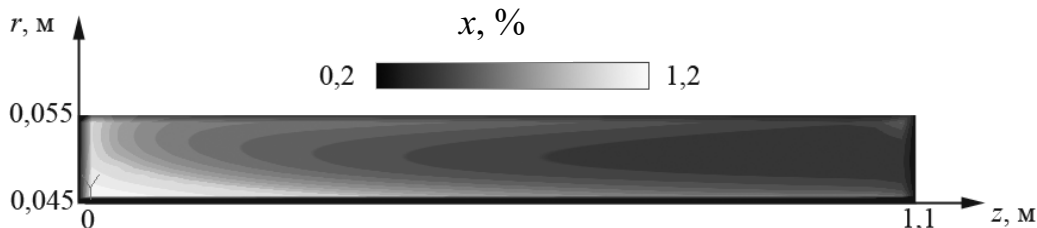


Рис. 31. Поле массовой доли связанного водорода через 20 мин

Кроме падения парциального давления водорода, на скорость зарядки реактора влияет повышение температуры реактора из-за теплового эффекта реакции сорбции. Из приведенных на рис. 30 полей температуры в реакторе следует, что разогрев аккумулирующей среды происходит очень быстро, в течение 5—10 с после начала сорбции. Охлаждение внешних стенок реактора оказывается еще менее эффективным по сравнению со случаем сорбции чистого водорода вследствие уменьшения эффективной теплопроводности пористой засыпки. На рис. 31 показано поле массовой доли связанного водорода через 20 мин после начала сорбции. Рисунок наглядно демонстрирует влияние вышеперечисленных факторов на процесс образования гидридной фазы в засыпке.

При наличии в газовой фазе неабсорбируемых газовых примесей в свободном объеме реактора может иметь место движение газа, вызванное су-

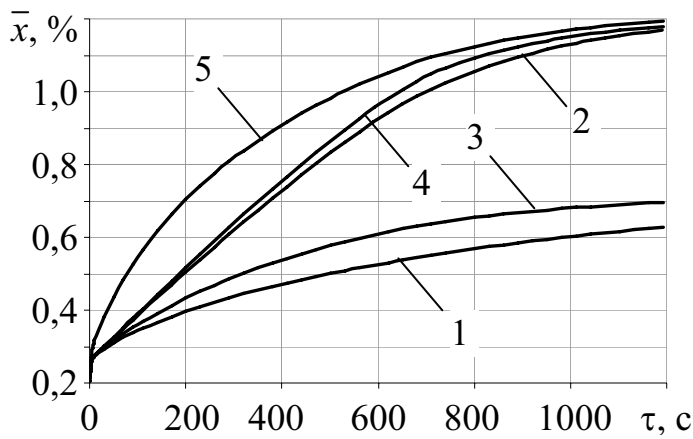


Рис. 32. Зависимость СИМД связанного водорода от времени

сверху; 4) при вертикальном расположении реактора, входное отверстие — снизу. На рис. 32 показаны зависимости СИМД связанного водорода от времени для четырех рассмотренных вариантов. Для сравнения на рис. 32 приведена кривая 5, соответствующая сорбции чистого водорода в той же модели реактора при тех же режимных параметрах. Хорошо видно, что во втором и четвертом вариантах время зарядки реактора до массовой доли 1,2 % чистым и загрязненным примесями водородом практически одинаково. При расположении входного отверстия снизу в свободном объеме реактора формируется разнонаправленное движение газа — восходящее в центре и нисходящее на периферии. В этом случае тяжелые примесные газы под воздействием силы тяжести «уходят» из объема реактора в питающий трубопровод. Таким образом происходит «самоочистка» модуля, и концентрация водорода в газовой смеси остается практически равной начальной. Когда входное отверстие реактора расположено вверху, то в нижней части реактора накапливаются тяжелые примесные газы. В процессе сорбции область повышенной концентрации примесей увеличивается. При горизонтальном расположении реактора в свободном объеме наблюдается устойчивая стратификация с разнонаправленным движением «легкого» и «тяжелого» газов, в результате которого тяжелые примеси удаляются из реактора в подводный трубопровод. При этом поле концентрации связанного водорода в гидриде оказывается неоднородным по углу: наиболее активно реакция сорбции протекает в верхней части реактора, где концентрация газообразного водорода практически равна начальной. Следует отметить, что граничные условия, заданные на входной границе металлгидридного реактора, моделировали ситуацию, когда газовая смесь в модуль поступает из некоторого достаточно большого объема, в котором сохраняется постоянный состав газовой смеси. Поэтому приведенные данные иллюстрируют в некоторой степени идеализированную картину «самоочистки» модуля за счет естественной конвекции.

Далее (п.6.3.4) были исследованы режимы короткоциклового абсорбции (КЦА), характеризующиеся периодической продувкой реактора. На рис. 33 показана зависимость от времени СИМД водорода в гидриде при абсорбции чистого водорода, а также для трех режимов зарядки аккумулятора загрязненным водородом: без продувки, с периодом между продувками 100 с и 400 с. Продувка позволяет заметно увеличить скорость зарядки металлгидридного аккумулятора водорода.

ществленным градиентом концентрации компонентов газовой смеси (см. рис. 29). Для оценки влияния концентрационной конвекции в свободном объеме реактора были проведены расчеты процесса сорбции водорода для четырех вариантов [25]: 1) без учета свободной конвекции; 2) при горизонтальном расположении реактора; 3) при вертикальном расположении реактора, входное отверстие расположено

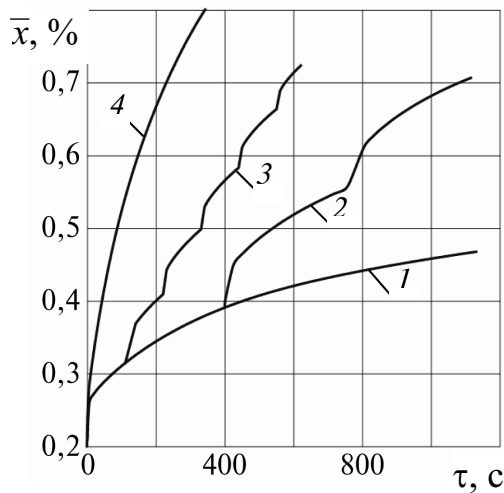


Рис. 33. Зависимость СИМД водорода в твердой фазе от времени:

1 — зарядка без продувки; 2 — период продувки 400 с; 3 — период продувки 100 с; 4 — «чистый» водород

графиков следует, что наличие ребер существенно интенсифицирует динамику **сорбции** при шаге оребрения 3—4 мм. Далее был рассмотрен реактор с межреберным расстоянием 4 мм и реальными перфорированными ребрами, выполненными из алюминия. Как показали расчеты, для рассмотренной конструкции реактора при использовании оребрения с расстоянием между ребрами 4 мм надлежащее охлаждение обеспечивается при толщине ребра не менее 1 мм. Использование ребер связано с известными недостатками — значительным увеличением металлоемкости и уменьшением активного объема реактора.

Были также рассмотрены режимы **десорбции** для реактора с межреберным расстоянием 4 мм с идеальными и реальными ребрами различной толщины при температуре греющей жидкости 106—250 °С и давлении $p = 0,05—0,1$ МПа на выходе из реактора. Показано, что для заметного сокращения времени десорбции температура внешней среды должна быть достаточно высокой.

В п.6.3.6 представлены результаты расчетов [26, 27] процессов тепло-массообмена в кожухотрубном реакторе (КР) ОИВТ РАН (рис. 35). Конструкция содержит семь горизонтально расположенных металлогидридных картриджей в общем кожухе. Порошкообразный СНВ Р9 заключен в пространстве между внешней и внутренней стенками картриджа и заполняет примерно 2/3 объема. Остальную часть этого пространства занимает газообразный водород, поступающий в реактор через штуцер 12. По

В п.6.3.5. выполнен анализ эффективности оребрения (радиального и тангенциального) активного объема реактора. Были рассмотрены следующие варианты: исходный реактор без ребер (ЦР), «идеальный» изотермический реактор без ребер (ИР), ЦР с идеальнопроводящими перфорированными ребрами, расположенными с различной частотой (ЦРИР), реактор с реальными перфорированными ребрами из алюминия с коэффициентом теплопроводности 180 Вт/(м·К) (ЦРР). За характерное расстояние между ребрами принималось расстояние в середине засыпки (по радиусу). На рис. 34. показана зависимость СИМД связанного водорода от времени для ЦРИР, ИР и ЦР. Из представленных

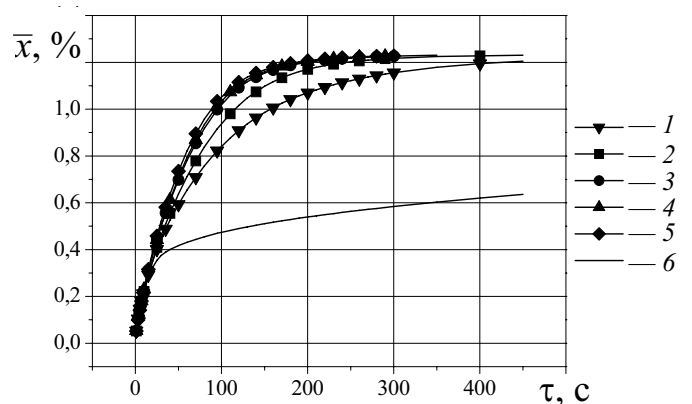


Рис. 34. Зависимости СИМД связанного водорода от времени

1—4 — ЦРИР со средним расстоянием между ребрами 16, 8, 4, 3 мм; 5 — ИР ($T = 20$ °С); 6 — ЦР

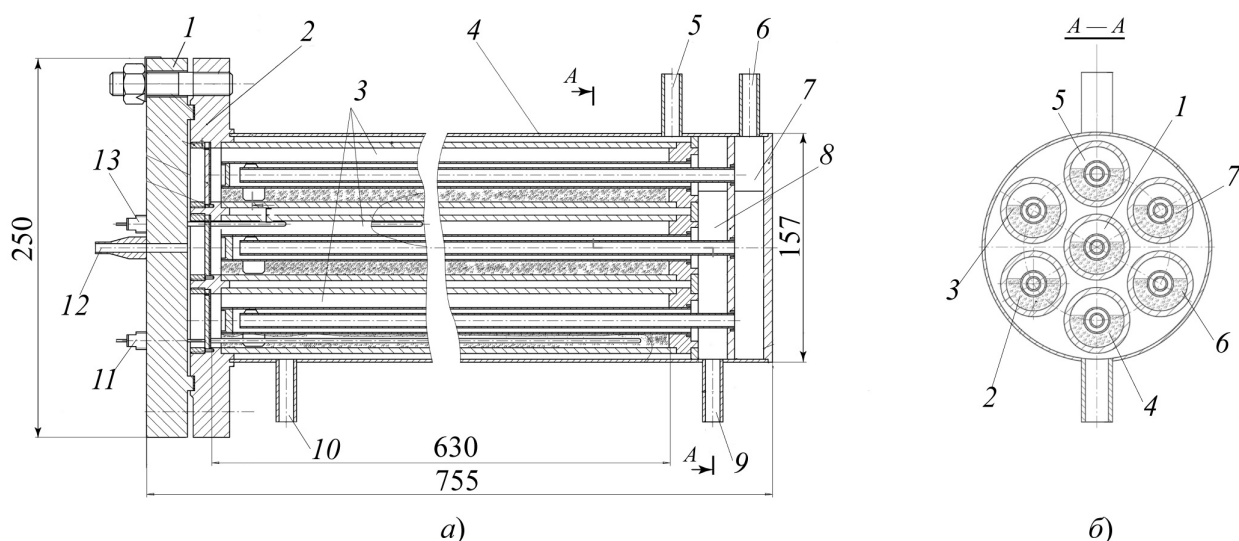


Рис. 35. Продольный (а) и поперечный (б) разрезы кожухотрубного реактора: 1, 2 — фланцы; 3 — металлогидридные картриджи; 4 — корпус; 5, 6 — входные патрубки для внешнего и внутреннего теплоносителя; 7, 8 — входной и выходной коллекторы для внутреннего теплоносителя; 9, 10 — выходные патрубки для внутреннего и внешнего теплоносителя; 11, 13 — штуцеры для датчиков температуры; 12 — штуцер для подачи водорода. На рис. 3, б цифрами указаны номера картриджей.

технологическим причинам внутренняя трубка каждого картриджа выполнена в виде двухходового канала (рис. 36). Внутренний теплоноситель из входного коллектора 7 (рис. 35) сначала поступает в центральную трубку 1 (рис. 36), затем на выходе из нее меняет направление движения на противоположное и далее движется по кольцевому каналу 2 (рис. 36) к выходному коллектору. Внешняя поверхность картриджей омывается теплоносителем, поступающим в реактор через патрубков 5 (рис. 35, а).

Совокупность протекающих в КР процессов условно разбита на два уровня: 1 — течение внешнего теплоносителя и теплообмен в пучке труб; 2 — процессы тепломассопереноса в металлогидридных картриджах. Далее первый уровень именуется «внешней» задачей, второй — «внутренней» задачей.

При решении **внешней** задачи в качестве альтернативы прямому моделированию обтекания пучка труб использовалась модель гетерогенной проницаемой среды. Рассматривались две фазы: внешний теплоноситель (L -фаза) и проницаемая (или непроницаемая) твердая фаза (S -фаза). Последняя моделировала трубный пучок, корпус реактора и внутренние перегородки. Трубный пучок рассматривался как гетерогенная проницаемая структура в виде цилиндрических труб в треугольной упаковке, остальные перечисленные элементы считались непроницаемыми для L -фазы.

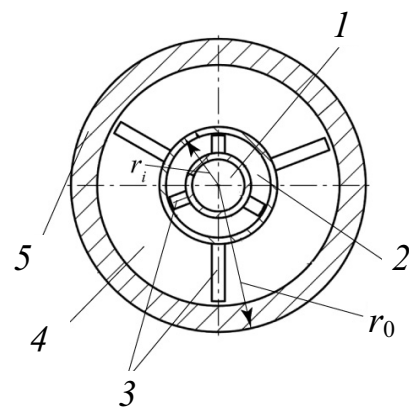


Рис. 36. Поперечный разрез картриджа

1, 2 — центральный (первый ход) и кольцевой (второй ход) каналы для внутреннего теплоносителя; 3 — дистанционирующие вставки; 4 — полость для засыпки СНВ; 5 — внешняя стенка картриджа

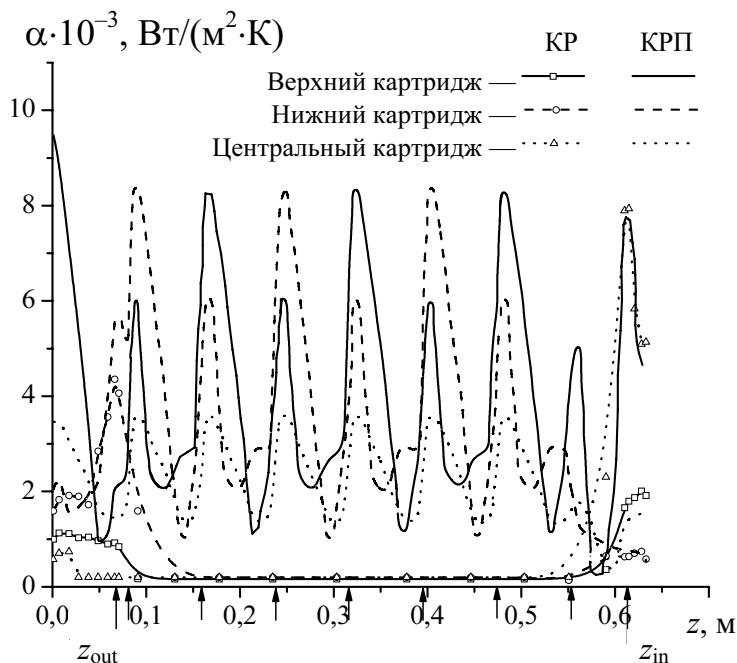


Рис. 37. Зависимости коэффициента теплоотдачи на поверхностях картриджей от координаты z

итераций внешней и внутренних задач во внешней задаче рассчитывались локальные коэффициенты теплоотдачи и температуры жидкости, которые использовались при задании граничных условий третьего рода для внутренних задач. При этом внешней задаче передавались локальные температуры твердой фазы (температуры внешней поверхности картриджей), получаемые в расчетах внутренних задач.

В исходном варианте конструкции КР (рис. 35) внутренние перегородки не предусмотрены. Тем не менее, поскольку оснащение реактора перегородками позволяет получить преимущественно поперечное обтекание пучка картриджей внешним теплоносителем и при одних и тех же расходах интенсифицировать теплообмен, ниже представлены расчетные данные, полученные как для исходного варианта, так и для реактора с перегородками (далее КРП). На рис. 37 представлены зависимости коэффициента теплоотдачи на поверхностях картриджей для КР и КРП от координаты z . Стрелками на оси абсцисс показаны места расположения перегородок в КРП, а также места расположения входного ($z_{in} = 0,613$ м) и выходного ($z_{out} = 0,068$ м) патрубков для внешнего теплоносителя КР и КРП. Координата z отсчитывается от глухих торцов внутренних каналов картриджей.

Математическое описание процессов для **внутренней** задачи включало в себя систему уравнений сохранения массы, импульса и энергии для твердой и газообразной фаз, а также для жидкости, движущейся в центральном и внутреннем кольцевом канале, полностью идентичную системе уравнений (1)–(5). Уравнения внутренней задачи решались для каждого картриджа отдельно. Таким образом, внутренняя задача, по-существу, представляла собой совокупность семи самостоятельных подзадач. С целью сопряжения в процессе

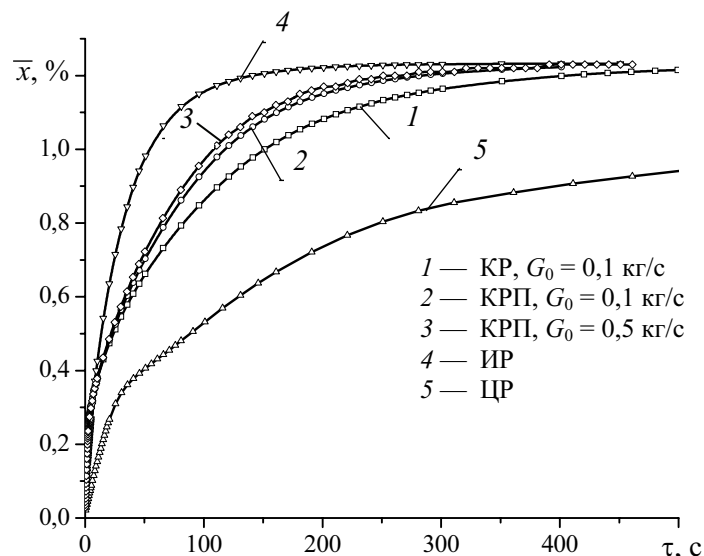


Рис. 38. Зависимости СИМД связанного водорода в центральном картридже от времени

На рис. 38 приведены зависимости от времени СИМД связанного водорода в центральном картридже для КР и КРП. На этом же рисунке для сравнения нанесены зависимости, отражающие динамику сорбции в «идеальном» реакторе (ИР) с постоянной температурой СНВ $T = 20$ °С в течение всего периода сорбции и в цилиндрическом реакторе (ЦР), рассмотренном ранее. Нетрудно заметить, что скорость сорбции водорода в КР и КРП существенно выше, чем в ЦР, при этом КРП имеет заметно лучшую динамику. Увеличение расхода внешнего теплоносителя в КРП до $G_o = 0,5$ кг/с приводит к незначительному увеличению скорости сорбции, хотя коэффициенты теплоотдачи при этом возрастают примерно в 3 раза.

Заключение

1. Разработано и верифицировано семейство замкнутых математических моделей пористых проницаемых сред в приближении взаимопроникающих континуумов для анализа процессов теплообмена в конструкциях сложной геометрической формы, содержащих разномасштабные внутренние элементы, в условиях влияния массовых сил, химических и фазовых превращений, переноса тепла излучением, переменности физических свойств и при других осложняющих факторах.

2. Для сложных конструкций, содержащих внутри мелкомасштабные элементы, в которых имеют место определяюще важные процессы (АЗ ВВЭР-1000, ВТО РУ БН-800, металлгидридные реакторы), предложен и реализован метод двухуровневого моделирования.

3. Впервые численно исследованы гидродинамические и тепловые поля в нескольких предпроектных вариантах конструкции СПМС погружного типа для МГДЭС-500 в режимах захлаживания. На основании полученных результатов дан ряд рекомендаций по изменению гидравлических свойств конструкции в целях уменьшения температурной неоднородности по угловой координате. Предложен и численно исследован прием захлаживания с использованием эжектора.

4. Выполнен анализ гидродинамических и тепловых полей при захлаживании гелиевых криостатов для УНК. Выбраны наиболее эффективная схема подачи криоагента и регламент захлаживания, определено его характерное время. Дано объяснение некоторым наблюдаемым в экспериментах особенностям температурных полей в конструкции. Показано, что под действием термогравитационных сил основной расход криоагента сосредоточен у стенок криостата, что позволяет отказаться от оборудования криостата дополнительными элементами, направляющими струю криоагента к стенкам.

5. Для криогенных топливных баков ЛА выполнены исследования их захлаживания газообразным водородом и режима бездренажного хранения жидкого водорода в баке. Впервые получены данные о гидродинамических и тепловых полях, реализующихся в указанных режимах. Получены основные характеристики исследованных процессов.

6. Впервые в двухмерной постановке проанализированы процессы в фильтрационной зоне рудно-термической печи с учетом сопряженности тем-

пературных полей в электроде, корпусе, движущейся шихте и реакционном газе. Показано, что изменение гранулометрического состава шихты и ее газопроницаемость заметным образом сказываются на производительности печи.

7. Для проектируемого ВТО системы аварийного расхолаживания РУ БН-800 выполнены двух- и трехмерные расчеты теплового состояния ВТО и температуры жидкометаллического теплоносителя в различных рядах трубного пучка в режимах готовности к расхолаживанию. Показано, что температура натрия во внешних трубах пучка может отличаться от средней температуры натрия в пучке на 40 °С. По этой причине внешний ряд трубного пучка является наиболее опасным вследствие возможного затвердевания теплоносителя.

8. Разработан пакет прикладных программ ANCOR для анализа двухмерных процессов в АЗ ВВЭР-1000 в условиях запроектной аварии с охлаждением АЗ однофазным теплоносителем. Двухуровневая математическая модель тщательно верифицировалась на доступных расчетных и экспериментальных данных, включающих в себя данные международного эксперимента CORA/W2. Показано, что результаты расчетов, выполненных с помощью кода ANCOR, хорошо согласуются с данными эксперимента CORA/W2 и по точности не уступают аналогичным расчетам, выполненным с помощью лучших зарубежных кодов SCDAP/RELAP, MELCOR, ICARE и др.

9. С помощью кода ANCOR впервые выполнено двухмерное численное моделирование процессов в АЗ ВВЭР-1000 на начальной стадии запроектной аварии, характеризующейся мгновенным падением давления в корпусе, охлаждением АЗ водяным паром и отказом всех систем аварийного охлаждения. Рассмотрены две разновидности сценария аварии: с наличием жидкости на дне корпуса реактора и при отсутствии жидкой фазы внутри корпуса. Получены двухмерные картины полей основных физических характеристик в реакторе: скоростей и температур теплоносителя, концентраций водорода и пара, температур и деформаций оболочек твэлов.

10. Для металлгидридных реакторов различных типоразмеров выполнены численные исследования процессов сорбции/десорбции водорода. Впервые на основе трехмерного моделирования получены данные о сорбции водорода из смеси газов и влиянии концентрационной конвекции на динамику сорбции. Проанализированы различные способы интенсификации процессов сорбции/десорбции водорода (оребрение активного объема, короткоцикловая абсорбция, использование пучка металлгидридных картриджей, охлаждаемых/нагреваемых внешним и внутренним теплоносителем и др.). Сформулирован ряд рекомендаций по улучшению динамики сорбции.

Основные материалы диссертации опубликованы в следующих работах:

1. Попов В.Н., Яньков Г.Г. Турбулентная свободная конвекция гелия сверхкритических параметров состояния // Теплоэнергетика. 1985. № 3. С. 30—35.
2. Попов В.Н., Яньков Г.Г. Свободная турбулентная конвекция около вертикальной пластины // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. 1985. № 3. С. 122—133.
3. Попов В.Н., Яньков Г.Г. Теплоотдача и профили температуры в свободноконвективном пограничном слое // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. 1985. № 5. С. 137—142.

4. Яньков Г.Г., Попов В.Н. Пульсации скорости и температуры, турбулентные напряжения и потоки тепла в свободноконвективном пограничном слое // *Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт*. 1989. № 1. С. 131—138.
5. Моделирование процесса захлаживания пористой кольцевой прослойки / Г.Г. Яньков, В.И. Артемов, А.И. Сковородкин и др.: В сб. научн. докладов IV-й Всесоюз. конф. «Криогеника-87». Часть I. Балашиха Моск. обл.: НПО «Криогенмаш», 1988. С. 123—129.
6. Теплоперенос при смешанной конвекции в пористой кольцевой прослойке в режиме захлаживания / Г.Г. Яньков, А.И. Сковородкин, В.И. Артемов, С.П. Горбачев // Мат. Минского международного форума «Тепломассообмен-ММФ-88». Секция 1. Ч. 1. — Минск: АНК «ИТМО им. А.В. Лыкова» АН БССР, 1988. С. 93—95.
7. Сковородкин А.И., Яньков Г.Г. Численное и экспериментальное моделирование процесса захлаживания магнитной системы погружного типа: Тр. Моск. энерг. ин-та. М.: МЭИ, 1988. Вып. 191. С. 111—122.
8. Артемов В.И., Петров Н.Е., Яньков Г.Г. Численное моделирование процессов смешанной конвекции в пористых структурах // Матер. всесоюзн. сем. «Теплообмен и теплофизические свойства пористых материалов». Новосибирск: СО РАН. Ин-т теплофизики. 1992, С. 205—211.
9. Моделирование процессов захлаживания и наддува гелиевых резервуаров / И.О. Рылов, Г.Г. Яньков, С.П. Горбачев и др. // Тепломассообмен-ММФ-92. Вычислительный эксперимент в задачах тепломассобмена и теплопередачи. Т.9. Ч. 2. — Минск: АНК «ИТМО им. А.В. Лыкова» АНБ, 1992. С. 146—153.
10. Численное моделирование процессов тепло- и массообмена в элементах теплотехнического и энергетического оборудования / В.И. Артемов, Г.Г. Яньков, В.Е. Карпов, М.В. Макаров // *Теплоэнергетика*. 2000. №7. С. 52—59.
11. Макаров М.В., Яньков Г.Г., Артемов В.И. Численное моделирование нестационарных процессов тепломассообмена в криогенных топливных баках // Тр. Первой Рос. нац. конф. по теплообмену. В 8 томах. Т.2. Свободная конвекция. М.: Издательство МЭИ. 1994. С. 140—146.
12. Методика численного расчета процессов тепломассообмена в криогенном топливном баке / М.В. Макаров, Г.Г. Яньков // Тр. Второй Рос. нац. конф. по теплообмену. В 8 томах. Т.3. Свободная конвекция. Тепломассообмен при химических превращениях. М.: Издательство МЭИ. 1998. С. 96—99.
13. Макаров М.В., Яньков Г.Г. Численное исследование процессов тепломассообмена в криогенном топливном баке // Тр. Третьей Рос. нац. конф. по теплообмену. В 8 томах. Т.3. Свободная конвекция. Тепломассообмен при химических превращениях. М.: Издательство МЭИ. 2002. С. 102—107.
14. Яньков Г.Г., Масленников В.А., Альперович Г.И. Моделирование процессов теплообмена в дисперсных системах // *Теплоэнергетика*. 1994. №3. С. 40.
15. Моделирование процессов в воздушном теплообменнике системы аварийного расхлаживания РУ БН-800 / В.И. Артемов, Г.Г. Яньков, В.М. Зорин, А.С. Шароков // *Теплоэнергетика*. 2004. №3. С. 30—38.
16. Разработка математических моделей пористых сред и численный анализ процессов тепломассообмена в элементах оборудования АЭС / Г.Г. Яньков, В.И. Артемов, В.Е. Карпов, В.М. Зорин // *Вестник МЭИ*. 2006. №5. С. 72—86.
17. Моделирование процессов течения и тепломассообмена в активной зоне реактора ВВЭР на начальных стадиях тяжелой аварии / Б.И. Нигматулин, В.И. Артемов, Г.Г. Яньков, А.О. Еркимбаев // Дисперсные потоки и пористые среды: Тр. Первой Рос. нац. конф. по тепломассообмену. М.: Издательство МЭИ. 1994. Т.7. С. 138—145.
18. Функциональное наполнение кода ANCOR. Анализ моделей высокотемпературного деформирования и окисления оболочек твэлов в аварийных ситуациях. I / В.И. Артемов, Г.Г. Яньков, В.Е. Карпов, А.О. Еркимбаев // *ТВТ*. 1998. №3. С. 489—495.

19. **Функциональное наполнение кода ANCOR. Анализ моделей высокотемпературного деформирования и окисления оболочек твэлов в аварийных ситуациях. II / В.И. Артемов, Г.Г. Яньков, В.Е. Карпов, А.О. Еркимбаев // ТВТ. 1998. №4. С. 665—659.**

20. Modeling of Thermophysical Processes in Me-H Cleaning Systems / S.P. Malyschenko, V.I. Borzenko, D.O. Dunikov et. al. // Proc. of the XIII World Hydrogen Energy Conference, Beijing, China. 2000. Vol. 2. P. 1323—1327. Моделирование теплофизических процессов в металлгидридных системах очистки / С.П. Малышенко, В.И. Борзенко, Д.О. Дуников и др. // Матер. XIII международной конференции по водородной энергетике. Пекин, КНР. 2000. Т.2. С. 1323—1327.

21. Численное моделирование процессов тепломассообмена в металлгидридных аккумуляторах водорода/ В.И. Артемов, Г.Г. Яньков, Д.О. Лазарев и др. // Тр. Третьей Рос. нац. конф. по теплообмену. В 8 томах. Т. 5. Дисперсные потоки и пористые среды. М.: Издательство МЭИ, 2002. Т.5. С. 157—165.

22. **Влияние неабсорбируемых газовых примесей на процессы тепломассообмена в металлгидридных устройствах для аккумулирования и очистки водорода / В.И. Артемов, Д.О. Лазарев, Г.Г. Яньков и др. // ТВТ. 2004. Т. 42. №6. С. 972—989.**

23. Numerical Simulation of the Processes of Heat and Mass Transfer in Metal-Hydride Accumulators of Hydrogen / V.I. Artemov, G.G. Yankov, D.O. Lazarev et. al. // Heat Transfer Research. 2004. Vol. 35. Issue 1&2. P. 140—156. Численное моделирование процессов тепло- и массопереноса в металлгидридных аккумуляторах водорода / В.И. Артемов, Г.Г. Яньков, Д.О. Лазарев и др. // Исследования теплообмена. Издательский дом Бегел.: Нью-Йорк. 2004. Т. 35. Вып. 1 и 2. С. 140—156.

24. Основные факторы, ограничивающие скорость сорбции водорода в металлгидридных системах хранения / В.И. Артемов, О.В. Боровских, Д.О. Лазарев, Г.Г. Яньков // Международный симпозиум по водородной энергетике. Сб. трудов. — М.: Издательство МЭИ, 2005. С. 121—126.

25. **Лазарев Д.О., Яньков Г.Г. О влиянии свободной конвекции на процессы тепло- и массообмена в металлгидридном аккумуляторе водорода // Вестник МЭИ. 2004. №1. С. 18—23.**

26. **Численный анализ процессов тепломассопереноса в кожухотрубном металлгидридном аккумуляторе водорода на основе математической модели пористых сред / В.И. Артемов, О.В. Боровских, Д.О. Лазарев, Г.Г. Яньков // Вестник МЭИ. 2008. №1. С. 63—73.**

27. Yankov G.G. Mathematical Model and 3D Numerical Simulation of Heat and Mass Transfer in Metal-hydride Reactors // Proceedings of Taiwan-Russia Joint Symposium on Hydrogen & Fuel Cell Technology Application. Taiwan Institute of Economic Research, 2008. P. 362—375. Яньков Г.Г. Математическая модель и трехмерное численное моделирование тепломассообмена в металлгидридных реакторах // Матер. Тайваньско-Российского симпозиума по применению водородных технологий и топливных элементов. Тайваньский институт экономических исследований. Тайбэй. 2008. С. 362—375.

Используемые сокращения: МГДЭС — магнитогидродинамическая электростанция; СПМС — сверхпроводящая магнитная система; УНК — ускорительно-накопительный комплекс; РУ — реакторная установка; ВТО — воздушный теплообменник; АЗ — активная зона; ЛА — летательный аппарат; Мм — мишметалл-сплав редкоземельных элементов с типичным составом: Се (45÷50%), La (32÷34%), Nd (13÷14%), Pr (4÷5%), другие — около 1,5%; СНВ — сплав-накопитель водорода; СИМД — среднеинтегральная массовая доля; металлгидридные реакторы: ЦР — цилиндрический, ИР — изотермический, ЦРР — цилиндрический с идеальнопроводящими ребрами, КР — кожухотрубный, КРП — кожухотрубный с внутренними перегородками.