

ISSN 0205—4671

РОССИЙСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР
“КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ”

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

СЕРИЯ:

Физика ядерных реакторов

2008

ВЫПУСК

3

РОССИЙСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР “КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ”

**В О П Р О С Ы
А Т О М Н О Й
Н А У К И
И
Т Е Х Н И К И**

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ СБОРНИК

СЕРИЯ:

Ф И З И К А Я Д Е Р Н Ы Х Р Е А К Т О Р О В

ИЗДАЕТСЯ С 1989 г.

ВЫПУСК 3

**ДИНАМИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ
ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК**

ИЗДАЕТСЯ С 1971 г.

МОСКВА – 2008

Сборники "Вопросы атомной науки и техники" (ВАНТ) включены в Перечень ведущих изданий Высшей аттестационной комиссии (ВАК). Подписной индекс 66675 в каталоге "Издания органов научно-технической информации" Агентства "Роспечать". Выпуски "Динамика и безопасность ядерных энергетических установок" подготавливаются Российским научным центром "Курчатовский институт".

Статьи, поступающие в редакцию, рецензируются и публикуются в авторской редакции. Мнение членов редколлегии может не совпадать с точкой зрения авторов публикаций. При перепечатке и цитировании ссылка на сборник ВАНТ обязательна. Перепечатка материалов допускается только с письменного разрешения редакции.

Редакционная коллегия серии :

А.Ю. Гагаринский (главный редактор),
С.М. Зарицкий (зам. главного редактора), В.Ф. Колесов,
А.Е. Крошилин, Е.А. Старостина (отв. секретарь)

Редакционная коллегия выпуска :

В.В. Безлепкин, С.Н. Богдан, В.Н. Васекин, А.Д. Ефанов, О.Б. Клочков, А.И. Колесников, А.С. Коршунов, А.Е. Крошилин (гл. редактор), В.М. Махин, О.И. Мелихов, В.В. Пчелин (отв. секретарь выпуска), И.Д. Ракитин, Л.В. Смирнов (зам. гл. редактора), В.П. Соловьев, В.Ф. Стрижов, В.Н. Шулимов, Н.В. Щукин, К.И. Яковлев

В выпусках "Динамика и безопасность ядерных энергетических установок" публикуются материалы по следующим вопросам:

- математическое моделирование динамических процессов в ЯЭУ и их элементах;
- результаты экспериментов по устойчивости стационарных процессов и обоснованию математических моделей ЯЭУ;
- расчетные исследования управления, переходных и аварийных процессов;
- расчетные исследования устойчивости стационарных режимов ЯЭУ;
- диагностика систем и оборудования ЯЭУ;
- описания и аннотации программ расчетов динамики и экспериментальных исследований;
- расчетно-теоретическое обоснование работоспособности и ресурса оборудования ЯЭУ.

The issues of "Dynamics and Safety of Nuclear Power Plants" contain information on the following subjects:

- mathematical simulation of dynamic processes in NPP and their components;
- experimental results on the stability of stationary processes and substantiation of mathematical models of the NPP dynamics;
- computational analysis of controlling the transient and emergency processes;
- computational analysis of stability of NPP's stationary modes;
- diagnostics of NPP's equipment and systems;
- description and summaries of programs for dynamic analysis and experimental studies;
- computational and theoretical substantiation of serviceability and resource of the NPP equipment.

БЕЗОПАСНОСТЬ

УДК 621.039.5:504.61

К вопросу обеспечения безопасности реактора в составе ядерной энергодвигательной установки

В.А. Павшук, А.С. Каминский, В.С. Кузнецов, Э.Г. Гордеев,
ФГУ РНЦ "Курчатовский институт", 123182, Москва, пл. акад. Курчатова, 1,

Г.В. Коныхов,
ФГУП "Центр Келдыша", 125438, Москва, ул. Онежская, 8

Рассмотрены вопросы обеспечения ядерной и радиационной безопасности ядерных энергодвигательных установок (ЯЭДУ) космического назначения на основе систем с машинным преобразованием энергии. Анализ обеспечения безопасности в штатных режимах работы, а также в возможных нештатных и аварийных ситуациях, выполнен с использованием опыта разработок и эксплуатации ядерных энергетических установок (ЯЭУ).

Ensuring of reactor safety in a space propulsion facility. V.A. Pavshuk, A.S. Kaminsky, V.S. Kuznetsov, E.G. Gordeev, G.V. Konyukhov. Problems of nuclear and radiation safety of a space propulsion facility with machine energy conversion are considered. Analysis of safety during normal operation as well as in possible worst-case and emergency conditions is performed basing on experience of development and operation of nuclear propulsion facilities.

В настоящее время рассматривается несколько космических программ с применением ЯЭДУ, в том числе на основе технологии ядерного ракетного двигателя (ЯРД) [1, 2]:

- работа в околоземном космическом пространстве (ОКП), в частности, выведение тяжелых космических аппаратов (КА) на высокие орбиты одним пуском ракеты-носителя (с ограничением по времени выведения), энергообеспечение глобальных систем связи и средств радиолокационного зондирования, защита от астероидов, очистка ОКП от космического мусора (КМ) и т.п.;
- пилотируемые экспедиции к Луне и Марсу;
- регулярные транспортные операции Земля-Луна, индустриализация Луны, напланетная энергетика;
- дальние полеты в пределах Солнечной системы, отправка зондов за пределы Солнечной системы.

В результате комплексных исследований и проектных разработок определены перспективные схемы ЯЭДУ на основе технологии ЯРД для систем КА различного назначения:

– многорежимная установка в составе ЯРД, бортового источника электропитания с машинным преобразователем энергии и электрических движителей [2];

– установка с выработкой электроэнергии в замкнутом контуре и электроракетным двигателем.

Характеристики установки в двигательном режиме (с учетом уже существующего задела) могут быть обеспечены при использовании водорода в качестве рабочего тела по тяге в пределах 40...400 кН и по удельному импульсу тяги 880...930 с при ресурсе работы 2...8 час. Прогнозируемые на ближайшие 20...25 лет потребности в мощности бортовых источников электропитания определяются в пределах 0,05...40,0 МВт (эл.). Существенно возрастают требования по полному ресурсу функционирования ЯЭДУ, достигая значений 7...15 лет.

Для ЯЭДУ сформулированы и согласованы многие положения обеспечения ядерной и радиационной безопасности. Этому способствовали учет и переосмысление отечественного опыта применения космических ядерных установок (КЯУ) реакторного типа ("Бук", "Топаз"), а также многолетняя работа сообщества специалистов в области космической ядерной энергетике в рамках различных международных комитетов и комиссий [3].

Возможные проявления и последствия потенциальной ядерной и радиационной опасности при использовании в космосе ядерных реакторов существенным образом зависят от их конструкции, фазы жизненного цикла и специфики конкретной космической программы.

Принято, что основой философии безопасности на всех этапах жизненного цикла КЯУ служат:

– удовлетворение нормативным требованиям, регламентирующим верхние пределы допустимых вредных воздействий на персонал (экипаж), население и природную среду, включая ОКП;

– уменьшение рисков до уровней, реально достижимых техническими и экономическими средствами.

Этапами создания ЯЭДУ являются проектирование, наземные отработочные испытания (автономные и комплексные), летные испытания. Выполненные в полном объеме эти этапы должны обеспечить безопасность при штатной эксплуатации установки и выводе ее из эксплуатации.

Основными узлами реакторной установки ЯЭДУ служат корпус реактора с подводными магистралями, активная зона, боковой отражатель с поворотными регулирующими барабанами, сопловой блок и блок теневой радиационной защиты. В качестве материала для твэлов используются тугоплавкие и жаростойкие карбидные композиции с 90 % обогащением по U-235.

Ограничение весогабаритных характеристик ЯЭДУ космического базирования влияет на теплотехнические параметры реактора, удельные и абсолютные значения которых приближаются к предельным для материалов активной зоны. Наиболее напряженным узлом активной зоны является тепловыделяющая сборка (ТВС), поле энерговыделения в которой может характеризоваться значительной пространственной и временной неравномерностью.

Многоцелевое назначение ЯЭДУ определяет специфичность циклограммы ее работы. В первую очередь это касается необходимости многократных быстрых переходов реактора (за время порядка 5...20 с) на такой уровень мощности, абсолютное значение которого может отличаться от начального на 3...5 и более порядков. Реализация таких режимов возможна в случае введения положительной реактивности, близкой к доле запаздывающих нейтронов за время порядка 1...3 с, что предъявляет повышенные требования к системе управления и защиты (СУЗ) и термомеханическим свойствам конструкционных материалов. Кроме того, требуется минимизировать время и расход рабочего тела

Опыт проектирования и отработки реакторных установок ЯЭДУ показал, что компенсация штатных эффектов реактивности обес-

печивается регулирующими барабанами, расположенными в боковом отражателе. Система строится таким образом, что при одновременном отказе одного-двух регулирующих барабанов эффективность остальных достаточна для обеспечения ядерной безопасности при штатной эксплуатации реакторной установки ($K_{эф}$ меньше 0,98). Регулирующие барабаны и дополнительные системы ядерной безопасности создают глубокую подкритичность не менее 10 % $\Delta k/k$ при всех транспортных операциях и выводе из эксплуатации и не менее 2 % $\Delta k/k$ при возможных аварийных ситуациях (в случае падения, деформирования и заполнения полостей реактора замедляющей или рассеивающей средой). Положение рабочих органов СУЗ и дополнительной системы ядерной безопасности, соответствующее максимальной подкритичности, гарантируется обесточиванием приводов, механической фиксацией их и/или применением устройств накопленной энергии, не зависящих от общего электропитания (например, пружин).

В качестве дополнительных систем ядерной безопасности предложены различные конструкции как активные (стержни и пластины ядерной безопасности), так и пассивные (постоянно расположенные в активной зоне поглотители нейтронов). Использование резонансных поглотителей в элементах конструкции для частичной компенсации водородного эффекта реактивности и наличие отрицательного температурного эффекта реактивности небольшой величины (порядка 1 %) улучшают самозащитенность установки. Дублируются важные для безопасности системы диагностики, агрегаты подачи рабочего тела и системы в контуре энергопреобразования.

При эксплуатации ЯЭДУ на протяжении всего жизненного цикла возможны аварийные ситуации, приводящие к возникновению ядерной, радиационной и токсичной опасности. Аварийная ситуация с радиационными последствиями может возникнуть в результате удара спецконтейнера с установкой при такелажных работах, в результате стихийных бедствий, как следствие аварии при транспортировке. Общепринятым способом доставки установки от места проведения физпуска до космодрома служит железнодорожный транспорт. Перевозка ЯЭДУ должна осуществляться в герметичном контейнере, надежность которого достаточно велика, так что суммарная вероятность аварии с пожаром и нарушением целостности контейнера менее $2 \cdot 10^{-7}$ [4]. Наиболее опасная радиационная ситуация, которая может сопро-

вождать аварии подобного рода, связана с нарушением герметичности спецконтейнера, частичным разрушением отражателя и активной зоны. Загрязнение поверхности ураном в таких случаях носит локальный характер. Объем и последовательность мероприятий по ликвидации последствий аварии определяются по конкретному характеру аварии с учетом существующего опыта перевозки ядерноопасных материалов.

Реальным фактором создания радиационно- и токсичноопасной ситуации является пожар на стартовом комплексе с попаданием горящего ракетного топлива на реактор. Оценки показывают, что суммарное тепловыделение во время пожара не приведет к оплавлению и, тем более, к испарению применяемого высокотемпературного ядерного топлива. Температура плавления бериллия $T_{пл} \approx 1300$ К. Однако бериллий обладает большим значением коэффициентов теплоемкости и удельной теплоты плавления. Поэтому общего количества тепловой энергии, переданной от горящего топлива к отражателю за время, когда температура упадет ниже температуры плавления бериллия, может хватить лишь на оплавление наружной поверхности отражателя. По оценкам, предельно допустимая концентрация бериллия в атмосфере (10^{-6} г/м³) может оказаться превышенной в приземном слое воздуха на площади с радиусом в несколько десятков метров от места аварии.

В результате аварии на этапе выведения с падением ЯЭДУ на Землю без разрушения активной зоны радиационные источники определяются спонтанным распадом изотопов урана и активностью осколков деления, наработанных за время физпуска (2...50) Вт·час. В этом случае рекомендуемый международными и национальными требованиями предел индивидуальной дозы в 5 mSv будет превышен только при непрерывном нахождении лиц из населения вблизи поверхности реактора в течение всего времени поиска аппарата ~10 суток.

При большой энергонаработке реактора (4,0 МВт·лет) необходима длительная выдержка его на радиационнобезопасной орбите (~500 лет). После этого реактор может быть возвращен на Землю в целом виде и при этом мощность гамма-излучения на расстоянии 50 см от его поверхности не будет превышать значения эквивалентной индивидуальной мощности дозы для персонала (2,8 мрад/час).

В случае необходимости диспергирования ядерного топлива ЯЭДУ возникают определенные требования в плане обеспечения радиационной безопасности. Как лабораторные экспе-

риментальные исследования по аэродинамическому разрушению фрагментов ядерной установки, так и реальные события, например, с ЯЭУ на спутнике "Космос-954", показали, что спектр образующихся частиц описывается нормальным логарифмическим законом распределения. При этом ядерное топливо установки спутника "Космос-954", диспергированное на частицы 0,1...1 мм, образовало радиоактивный след площадью ~100 км². Достаточно большие размеры образующегося радиоактивного следа позволяют с удовлетворительной степенью точности применять хорошо разработанные методы теории вероятности и статистики для оценок радиационного последствия локального выпадения радионуклидов. В частности, можно решить задачу по определению среднего размера частиц при диспергировании топливной зоны установки, исходя из нормативных критериев безопасности для населения, наработанного ресурса и времени выдержки после прекращения работы. Оценки для энерговыработки 4,0 МВт·лет и времени выдержки реактора 100 лет дают значения размеров частицы порядка 1 мм.

Рассматривалась также гипотетическая ядерная авария на этапах до вывода реактора на номинальный режим, т.е. со свежим топливом. В соответствии с определением, принятым в МЧС, гипотетическая авария относится к запроектным авариям и характеризуется наиболее низкой вероятностью возникновения и наибольшим из возможных при запроектных авариях ущербом. При проектировании, создании и эксплуатации объектов высокой потенциальной опасности для гипотетической аварии остаются неустановленными и неназначенными в полном объеме источники, причины, условия и сценарии ее возникновения и развития; они представляются как наиболее неблагоприятные по своим последствиям. Выполнено численное моделирование аварийного процесса, обусловленного неконтролируемым введением реактивности при отсутствии срабатывания каких-либо систем защиты, препятствующих развитию цепной реакции.

Расчеты проводились для различных зависимостей введения положительной реактивности и законов ее компенсации за счет изменения конфигурации и композиции реактора при аварийном процессе. Из анализа результатов расчетов следует, что происходит примерно $2 \cdot 10^{19} \dots 10^{20}$ делений. Лучевое воздействие существенно зависит от сценариев развития аварии, характера распространения радиоактивного облака, расстояния от аварийного объекта и

времени облучения. По некоторым оценкам, при такой аварии с точки зрения радиационной обстановки от воздействия излучения аварийного объекта и радиационного облака при выбросе радиоактивных продуктов деления в приземный слой воздуха необходимо удаление людей на расстояние несколько километров от места аварии [5].

Основным способом обеспечения безопасности ЯЭДУ при работе на сравнительно низких рабочих орбитах является увод их после завершения кампании или в случае аварии на орбиты достаточно длительного существования (орбиты радиационной безопасности) [1]. Выбор их определяется двумя факторами: количеством накопленных в ЯЭДУ радиоактивных продуктов и временем их распада до безопасного уровня и возможностями химической двигательной установки увода, которые вытекают из общих требований к КА (масса системы увода может составить 2/3 массы ЯЭДУ). Для системы увода можно использовать электрореактивные двигатели, запитываемые энергией, вырабатываемой ЯЭДУ. Это повысит надежность системы увода и позволит увести ЯЭДУ на более высокую орбиту.

В качестве дополнительного средства обеспечения радиационной безопасности (ДСРБ) может быть применено диспергирование активной зоны. Как правило, диспергирование предполагается проводить в два этапа – сначала фрагментация конструкции активной зоны, а затем диспергирование аэродинамическим способом при вхождении фрагментов в атмосферу Земли.

Одна из таких систем предусматривает предварительное (до аэродинамического) разрушение реактора кумулятивным взрывом заряда химических взрывчатых веществ. Исследования, проведенные на макетах реактора ЯРД, показали, что при отношении 1:5 веса зарядов, установленных за блоком радиационной защиты, к весу разрушаемой активной зоны до 95 % массы образующихся частиц имеют размеры менее 100 мкм [1].

Вместо взрывчатых веществ для подрыва активной зоны можно использовать энергию, выделившуюся при спровоцированном разгоне реактора. Для введения значительной реактивности за короткое время требуются специальные устройства. Они должны абсолютно гарантировать невозможность ложного срабатывания, по крайней мере, до вывода установки на рабочую орбиту. Не найдено пока удовлетворительного решения для применения химического растворения элементов активной зоны.

В настоящее время способы, гарантирующие необходимое диспергирование (до частиц микронного размера) активной зоны (особенно в случае высокотемпературных композиций), недостаточно экспериментально обоснованы.

При возникновении соответствующих ситуаций включение системы увода и ДСРБ может выполняться тремя способами:

- 1) автоматически программой управления, заложенной в САУ установки;
- 2) с Земли, минуя программу управления;
- 3) по сигналам датчиков, размещенных на КА и реагирующих на нарушения полета (изменение ориентации корабля, траектории, вхождение в атмосферу и нагрев поверхности корабля и т.д.).

Альтернативные схемы ДСРБ пока находятся в стадии предварительных предположений. На заседаниях рабочей группы ООН предлагалось диспергирование заменить возвращением установок на Землю в сохраненном виде. Предполагается, что в этом случае возвращение в плотные слои атмосферы и последующий удар о Землю не приведут к значительным повреждениям специально разработанной конструкции установки, т.е. сведут к минимуму радиационную опасность. Поскольку считается, что при ударе о Землю реактор углубится в нее, то не потребуются больших эвакуозон.

Другой вариант альтернативы ДСРБ – использование ракетных систем для перехвата и изоляции ЯЭДУ, терпящих бедствие. Концепция этого варианта разрабатывается в американском проекте SIREN [6]. Согласно этому проекту должны быть обеспечены поиск аварийной ЯЭДУ, захват и транспортировка в космос с целью предотвращения ее возврата в биосферу. Система должна обнаруживать и контролировать работающие и отработавшие космические ядерные энергоисточники. Дозиметрический контроль важен для быстрого выявления неполадок в работающих ЯЭДУ, чтобы иметь максимальное время для принятия необходимых мер. Слежение должно обеспечивать наблюдение за реакторами на понижающихся или внезапно меняющихся орбитах. Обнаружение ЯЭДУ и слежение могут осуществляться размещенными в космосе и на Земле детекторами инфракрасного (оптического), радарного и ядерного излучений. Радары применяются для обнаружения и слежения за объектами, находящимися на низких и геосинхронных орбитах Земли, а оптические наземные установки – для контроля объектов на высоких орбитах

Земли. Возможны способы обнаружения ЯЭДУ в космосе по ядерному излучению реактора.

Для захвата должна использоваться ракета-“робот”, способная работать в присутствии высокотемпературного теплового источника радиации. Такая ракета может сама транспортировать объект для захоронения или передать его “ракете орбитального переноса” многообразного действия.

Систему SIREN предполагается также применять для спасения космонавтов, сбора и удаления КМ с траекторий, наиболее используемых КА, и для других целей. Имеются также отечественные проработки этой проблемы [1, 7].

Должны учитываться последствия столкновения КА с техногенным КМ, которые могут привести к преждевременному входу реактора или его фрагментов в плотные слои атмосферы до момента полного распада накопленной активности. Как показано в [8], вероятность входа в атмосферу радиоактивного ядерного топлива существует только при наложении аварий следующих типов:

- отсутствие включения двигателя (ЯЭДУ или электроракетного двигателя) с принятой вероятностью 10^{-2} ;
- отсутствие выключения реактора, остающегося работать в дежурном режиме, с принятой вероятностью 10^{-2} ;
- столкновение с крупными частицами КМ с вероятностью $2 \cdot 10^{-6}$ в год.

Таким образом, вероятность образования радиоактивных частиц в результате столкновения ЯЭДУ с крупным фрагментом КМ составляет примерно $2 \cdot 10^{-10}$ в год.

При реализации программы создания ЯРД в нашей стране предприняты значительные усилия в плане обеспечения ядерной и радиационной безопасности. Богатый экспериментальный материал получен при испытаниях элементов и узлов на исследовательских реакторах ИГР, ИВГ.1 и прототипа ЯРД реактора ИРГИТ [1].

Основные проблемы наземных отработочных испытаний состоят в высокой стоимости каждого экземпляра, поставленного на испытания, и длительности цикла его изготовления; трудности (или невозможности) оперативной замены и дефектации элементов конструкции из-за высокой остаточной радиоактивности при плановом исходе испытания; чувствительности всей программы отработки к аварийным исходам испытаний. Выбор схемы гетерогенного реактора при модульности конструкции уста-

новки позволяет производить поэлементную отработку реакторных узлов и неракторных агрегатов ЯЭДУ на заданную надежность с ограниченным числом комплексных испытаний реактора на заключительном этапе.

Существенное значение для обеспечения теплотехнической надежности реактора имеет выравнивание полей энерговыделения, что достигается как оптимизацией распределения материала замедлителя в объеме активной зоны, толщинами торцевых и боковых отражателей и профилированием концентрации делящегося материала в твэлах, нагревных секциях и ТВС, так и гидравлическим профилированием трактов охлаждения.

Одним из определяющих узлов реактора служит ТВС, прошедшая полный цикл реакторных испытаний, в результате которых заданная надежность подтверждена для ресурса один час на режиме ЯРД (температура водорода $\sim 3\ 000\text{ К}$). В период с 1975 по 1998 гг. в реакторах ИВГ.1, ИРГИТ и РА проведена отработка твэлов, ТВС и активных зон прототипов реакторов ЯРД и ЯЭДУ как на двигательном режиме, так и на энергетических режимах малой и большой мощности [9].

По результатам отработки выполнены послереакторные материаловедческие исследования по отработке стержневых керамических твэлов применительно к условиям их эксплуатации на энергетических режимах малой и большой мощности реактора двух- или трехрежимной ЯЭДУ (с изменением уровня мощности на несколько порядков). Показано, что даже при нарушении целостности твэлов характер их поломки не представляется опасным для функционирования ТВС. Твэлы разрушаются только на крупные фрагменты, а последние не смещаются относительно друг друга внутри нагревных секций и, следовательно, не изменяют существенно образом гидравлические характеристики тракта охлаждения этих секций.

Полученные результаты позволили высказать оптимистический прогноз относительно полного сохранения работоспособности у штатных твэлов ЯРД при полноресурсных испытаниях на режиме малой мощности длительностью до $\sim 30\ 000$ часов (до $\sim 3,5$ лет).

Часть задач решалась при физическом моделировании прототипа реактора на критсборках. С помощью расчетных методик и экспериментальных исследований предварительно оценены основные характеристики, влияющие на ядерную безопасность реакторной установки, в частности, нейтронно-физические характеристики, реактивностные эффекты, эффек-

тивность регулирующих органов. Также проведена автономная отработка приводов и приборов СУЗ, исследованы некоторые другие вопросы управления реактором. В частности, экспериментально исследована газовая система регулирования с поглотителем He-3, в том числе в замкнутом контуре автоматического управления и с использованием автомата пуска и поддержания мощности.

При испытаниях реактора ЯРД проведен большой цикл работ по оценке радиационной нагрузки на биосферу [1]. Максимальные значения мощности экспозиционной дозы составили: на расстоянии 3 км – 4 мр/час, 5 км – 0,03 мр/час, 70 км (на высоте 250 м измерения проведены аппаратурой специально оборудованного самолета) – 20 мкр/час. Ширина радиоактивного облака на расстоянии 70 км составляла 2,5 км, а его протяженность – около 10 км.

В радиоактивное загрязнение территории технической зоны наибольший вклад вносят выпадения и последующий ветровой перенос таких изотопов, как иод-133, иод-134, иод-135, стронций-92, цирконий-97, а также активация грунта и пыли. Наиболее интенсивное загрязнение территории технической зоны происходит в первый час расхолаживания реактора. Радиоактивный след на расстоянии до ~ 4 км от точки испытаний также обусловлен в основном периодом расхолаживания. Это дает основание рекомендовать в будущем проведение расхолаживания и послепусковых холодных гидродинамических испытаний с применением схемы закрытого выхлопа.

Недостаточно исследованными проблемами являются обеспечение современных требований по ресурсу на двигательном и энергетическом режимах, разработка алгоритмов и схем быстрого выхода на номинал в двигательном режиме, создание систем управления и диагностики в целом, реализация закрытого выхлопа при натуральных наземных испытаниях. Затрудняет определение оптимальных конструктивных схем установок отсутствие утвержденных норм и правил обеспечения безопасности использования ЯЭУ и ЯЭДУ в космическом пространстве и для этапа стендовых испытаний.

Наряду с исследованиями по безопасности эксплуатации в штатных режимах работы (двигательный режим, режим выработки электроэнергии) необходимо проведение дополнительных экспериментальных работ, связанных с выявлением последствий “запроектных” аварий и принятием соответствующих мер по предупреждению последних. Для этого требуется

исследование поведения элементов конструкции ЯЭДУ в экстремальных условиях с применением специальных реакторов и испытательных стендов, а также выхода радионуклидов в штатных и аварийных ситуациях.

Большую роль в исследованиях по безопасности могут сыграть компьютерные модели и тренажеры, что особенно актуально в условиях уменьшения численности квалифицированного персонала, имеющего реальный опыт работы на объектах рассматриваемого класса. Для исследования и обоснования безопасности КЯУ определенную пользу могут принести компьютерные модели типа “виртуальный объект”, включающие в себя численные и логические процедуры, реализующие математические модели основных физических процессов, и базы данных, содержащие параметрические зависимости и константное обеспечение, в частности, по надежности элементов и материалов.

Кроме того, важное значение имеет наличие специализированного информационного и программного обеспечения для обоснования безопасности ЯЭДУ как с помощью вероятностного анализа безопасности, так и других методов, а также для построения сценариев аварийных ситуаций и оценки вероятности аварий различных вариантов схемно-технических решений.

Желательно проведение работ по верификации, валидации и сертификации существующего программного обеспечения и созданию новых программно-методических средств для нейтронно-физических и теплогидравлических расчетов, а также для комплексных расчетов динамики, задач управления и диагностики.

Заключение

Накопленный большой опыт в проектировании и отработке установок данного типа до настоящего времени не находит своего применения на практике из-за как экономических причин, так и сомнений в безопасности космической ядерной энергетики. Необходимо отметить, что в процессе создания ЯЭДУ вопросы ядерной и радиационной безопасности всегда должны находиться в центре внимания, но принципиально неразрешимых проблем в плане обеспечения приемлемой степени радиационного риска для населения практически нет.

Контактная информация – Каминский Альберт Сергеевич, тел.: 8(499)196-94-43; e-mail: lri@bk.ru или gordeev@base1.dhtp.kiae.ru

Список литературы

1. Демянко Ю.Г., Коцюхов Г.В., Коротеев А.С., Кузьмин Е.П., Павельев А.А. Ядерные ракетные двигатели. – М.: ООО “Норма-Информ”, 2001.
2. Акимов В.Н., Коцюхов В.Г., Коротеев А.А. Эффективность применения космических многорежимных ядерных энергодвигательных установок с машинным преобразованием энергии // Изв. РАН. Энергетика, 2008, № 3, с. 20 – 27.
3. Обзор международных документов и национальных процедур, которые могут иметь отношение к использованию ядерных источников энергии в космическом пространстве в мирных целях / Доклад Рабочей группы по использованию ядерных источников энергии в космическом пространстве. Комитет по использованию космического пространства в мирных целях. Генеральная Ассамблея ООН. А/АС.105/781, 12 марта 2002 г.
4. Фрейман Э.С., Фрольцова В.А., Творогов В.А. Прогнозирование и профилактика в связи с потенциальной возможностью радиационных аварий на железнодорожном транспорте при перевозке ОЯТ // ВАНТ. Сер. Радиохимия, вып. 1 (8), с. 11 – 15. – М.: ЦНИИАтоминформ, 1985.
5. Henderson R.W., Fultyn R.V. Radiation Measurements of the Effluent from the Kiwi TNT Experiment. Report LA-3395-MS, Los Alamos Scientific Laboratory of the University of California, 1966.
6. Lee J., Buden D., Albert T. et al. Technology Requirements for the Disposal of Space Nuclear Power Sources and Implications for Space Debris Management Strategies / Report № AIAA 90-1368, AIAA/NASA/DOD Orbital Debris Conference: Technical Issues & Future Directions, April 16 – 19, 1990, Baltimore, MD.
7. Kaminsky A.S., Kuznetsov V.S., Pavshoock V.A. et al. The Peculiarities of Providing Nuclear and Radiation Safety of Space Nuclear High-Power Systems / Proc. 9th Symp. on Space Nuclear Power Systems, Part 1, Albuquerque NM, 1992, P. 819 – 823.
8. Гринберг Э.И., Соколов Н.А. Возможные последствия столкновений фрагментов космического мусора и космических аппаратов с ядерными источниками энергии на борту. В кн. “Модель космоса”. Т.2: Воздействие космической среды на материалы и оборудование космических аппаратов. – М.: КДУ, 2007.
9. Дерявко И.И. Работоспособность твэлов на энергетических режимах реактора ЯЭДУ. Труды межд. конф. “Ядерная энергетика в космосе-2005”, Москва-Подольск, 1 – 3 марта 2005 г., с. 339 – 344.

Статья поступила в редакцию 09 июня 2008 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, вып. 3, с. 3 – 9.

ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ В ОБОСНОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК

УДК 621.039.526.034

База экспериментальных данных по теплогидравлике реакторов на быстрых нейтронах с натриевым охлаждением и возможности верификации расчетных кодов

*А.Д. Ефанов, А.П. Сорокин, А.В. Жуков, Ю.А. Кузина,
Н.А. Денисова, Г.А. Сорокин, М.А. Федосова,*

ФГУП "ГНЦ РФ-ФЭИ", 249033, г. Обнинск Калужской обл., пл. Бондаренко, 1

Приведены результаты проведенных в ФЭИ бенчмарков по теплогидравлике модельной ТВС, модели мишени ускорительно-управляемой системы с жидкометаллическим охлаждением, а также сопоставления расчетов по базовому коду МИФ для расчета активной зоны (а.з.) реакторов на быстрых нейтронах (БР) с результатами расчетов по зарубежным кодам и данными зарубежных экспериментальных исследований. Приведен краткий обзор имеющихся в настоящее время данных многочисленных экспериментальных исследований гидродинамики и теплообмена в а.з. БР с натриевым охлаждением, выполненных в основном в ФЭИ в течение длительного периода исследований. Показано, что массивы имеющихся экспериментальных данных для применения в качестве верификационных тестов для кодов требуют проведения систематизации, "оценки" и обобщения. Результаты проведенного анализа показывают степень полноты полученных экспериментальных данных и позволяют дать рекомендации по проведению экспериментов для восполнения существующих пробелов.

Data base of experimental data on thermohydraulics of fast reactors with sodium coolant and opportunities of computer codes verification. A.D. Efanov, A.P. Sorokin, A.V. Zhukov, Yu.A. Kuzina, N.A. Denisova, G.A. Sorokin, M.A. Fedosova. The results of IPPE thermohydraulic benchmarks on models of fuel assemblies and ADS target with liquid metal cooling as well as the comparisons of calculations by MIF code with foreign codes and experimental data are demonstrated. Available results of IPPE experimental investigations of hydrodynamics and heat exchange in sodium cooled fast reactors cores are shortly reviewed. It is shown that the ordering, estimation and generalization of available experimental data sets are necessary before using these data for codes validation. Results of the analysis demonstrate a range of completeness of the received experimental data and allow to settle the recommendations on carrying out the experiments for filling up the lacunas in data sets.

В последнее время сформулирован новый комплекс повышенных требований к выполняемому НИР по БР, в том числе [1, 2]:

- возможное улучшение эксплуатационных характеристик, повышение коэффициента использования установленной мощности 3-го блока Белоярской АЭС с реактором БН-600;
- продление срока эксплуатации реактора БН-600 с 30 до 40 лет;
- улучшение экономических характеристик БР, увеличение срока эксплуатации до 60 лет;
- повышение безопасности БР;
- обоснование возможности применения в проектах энергетических БР нового поколения инновационных конструктивных решений и разработки инновационного проекта высокотемпературного БР для производства водорода.

Самым высоконапряженным элементом реакторной установки (РУ) БР является а.з. Необходимо обеспечить надежное обоснование характеристик а.з. для номинальных и ненорми-

нальных режимов работы, их улучшение, оптимизацию, повышение надежности а.з. во всех эксплуатационных режимах.

Температурный режим элементов а.з. служит одним из значимых факторов обеспечения ее работоспособности и надежности. Температурное поле а.з. формируется под воздействием большого количества факторов, в том числе формоизменения ТВС твэлов а.з. Под воздействием температурных неравномерностей, радиационного распухания и "ползучести" сталей деформируются в той или иной степени любые элементы а.з. — чехлы ТВС, пучки твэлов, индивидуальные твэлы, дистанционирующие элементы, вытеснители и т.д.

Расчетные исследования температурного поля ТВС реактора "Феникс", отработавшей кампанию, проведенные в ФЭИ [3], показали, что формоизменение элементов ТВС может привести к большим неравномерностям температурного поля теплоносителя, значительным перегревам оболочки твэлов в "горячих пятнах" и большим азимутальным неравномерностям температуры твэлов (рис. 1).

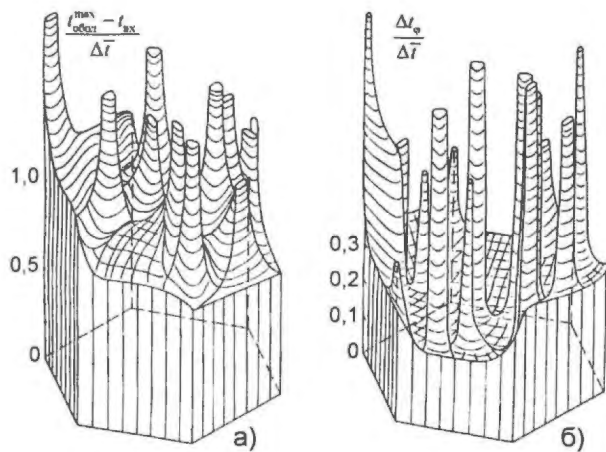


Рис. 1. Распределение относительных значений максимальной температуры оболочки твэлов (а) и максимальной неравномерности температуры твэлов (б) в сечении по центру а.з. реактора "Феникс"

Для проведения расчетного моделирования теплогидравлики а.з. разработаны эффективные расчетные методики – модель пористого тела, поканальная методика, моделирование локальных характеристик полей скорости и температуры теплоносителя с учетом теплообмена с твэлами (решение сопряженной задачи теплообмена). Но практически отсутствует работа по верификации кодов. Для ее проведения прежде всего необходимы работы по систематизации, анализу и оценке экспериментальных данных по теплогидравлике а.з. при последующем формировании на этой базе верификационных теплогидравлических тестов и подготовке стандартных задач.

1. Результаты бенчмарков по теплогидравлике, проведенных в ФЭИ

1) Бенчмарк по теплогидравлике модельной ТВС с жидкометаллическим охлаждением.

Экспериментальные исследования полей температуры и скорости в модельной ТВС проведены на модельной ТВС с неоднородной решеткой (рис. 2), образованной из двадцати пяти имитаторов твэлов, расположенных в квадратной упаковке с относительными шагами $s/d_1 = 1,25$ и $s/d_2 = 1,46$ и представляющих собой две подзоны имитаторов твэлов с разными диаметрами имитаторов ($d_1 = 14$ и $d_2 = 12$ мм) и различными тепловыми потоками q_1 и q_2 , соответственно [4].

Имитаторы размещены в прямоугольной обечайке, монтируемой в цилиндрическом корпусе. Дистанционирование имитаторов осуществляется нижней и верхней центрирующими решетками и поперечной дистанционирующей решеткой, расположенной от начала энергос-

деления на расстоянии 372 мм. Длина энергосделения в сборке составляет $l_0 = 960$ мм.

Измерительный имитатор твэла выполняется поворотным в сальниковом уплотнении. На его поверхности в продольных пазах заделаны 12 микротермопар, расположенных с шагом $\Delta\varphi = 30^\circ$ по азимуту. Неизмерительные имитаторы твэлов выполняются неподвижными. Нагреватели имитаторов представляют собой спирали из нихромовой проволоки, обеспечивающие постоянный по высоте и периметру имитатора тепловой поток.

Дистанционирующая решетка (рис. 2) представляет собой каркас из вставленных одна в другую пластин толщиной 1,2 мм (степень затеснения проходного сечения под теплоноситель $\epsilon_{\text{grid}} \approx 20\%$). Они образуют квадратные ячейки, к стенкам которых крепятся миниатюрные пружинные выступы, контактирующие с гладкими имитаторами твэлов и таким образом дистанционирующие их. В зоне периферийных ячеек к каркасу решетки крепится по одному дистанционатору, расположенному по середине высоты решетки.

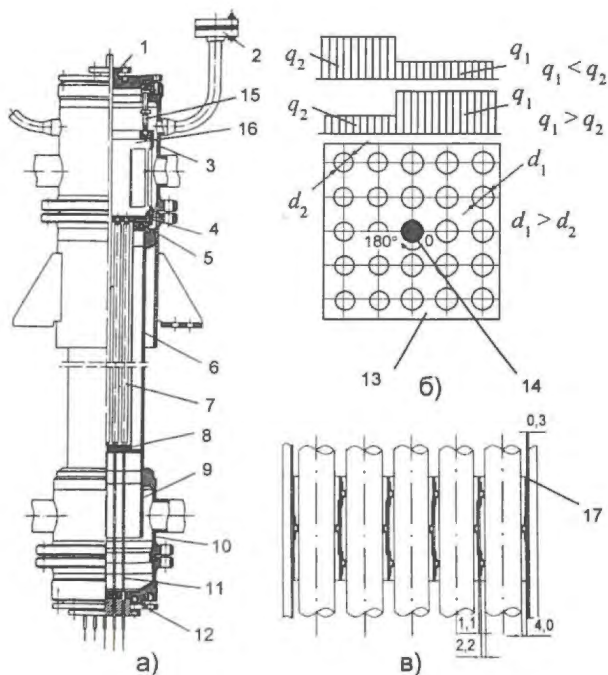


Рис. 2. Общий вид (а), поперечное (б) и продольное (в) сечения экспериментальной модельной ТВС: 1 – сальниковое уплотнение; 2 – вывод термопар; 3, 10 – верхний и нижний коллекторы; 4 – термопарная решетка; 5, 8 – верхняя и нижняя центрирующие решетки; 6 – корпус модели; 7 – имитаторы твэлов; 9 – направляющий стакан; 11 – токоподвод; 12 – уплотнение токоподводов; 13 – квадратная обечайка (чехол); 14 – поворотный (измерительный) имитатор твэла; 15 – упорный болт; 16 – стакан; 17 – дистанционирующая решетка

Измерение температуры теплоносителя на выходе из пучка имитаторов твэлов производится во всех ячейках модели, для чего применяются микротермопары в защитных капиллярах, монтируемых в терморешетке и вводимых в ячейки при ее наложении на верхнюю торцевую решетку модельной сборки. При этом спаи микротермопар располагаются по центрам отверстий на уровне нижней кромки решетки.

Расчетные тесты выполнены специалистами из России (Д.А. Афремов, В.П. Смирнов, Д.А. Яшников) [5], Японии (Х. Охшима) [6], Испании (А. Пена, Г.А. Эстебан) [7], Нидерландов (Й. Карлссон, Х. Вайдер) [8], Республики Корея (К. Сах) [9] с использованием следующих расчетных теплогидравлических кодов: BRS-TVS.R (Россия), SPIRAL, AQUA (Япония), FLUENT (Испания), STAR-CD (Нидерланды), MATRA, CFX (Республика Корея). Сопоставление результатов расчетов с экспериментом приведено на рис. 3 [10].

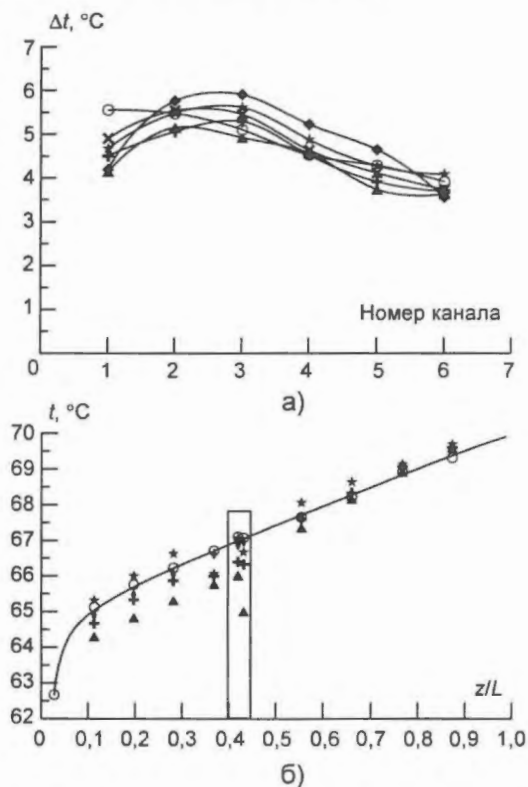


Рис. 3. Сравнение распределений средних по рядам имитаторов твэлов подогревов теплоносителя на выходе из модельной сборки (а) и изменения температуры по длине измерительного имитатора твэла (б): \circ – экспериментальные данные, \times – код BRS-TVS.R, $+$ – код SPIRAL (коды SPIRAL и AQUA дают почти одинаковые результаты), \blacktriangle – код FLUENT, \star – код STAR-CD, \blacklozenge – код MATRA (t , Δt – соответственно температура и подогрев теплоносителя; z , L – соответственно расстояние от начала и длина участка энерговыделения)

Результаты экспериментальных исследований показали, что температура теплоносителя всегда выше в более затесненных ячейках (образованных имитаторами большего диаметра) независимо от изменения энерговыделения в подзонах. Таким образом, согласно экспериментам повышение температуры теплоносителя более чувствительно к геометрии сборки, чем к изменению тепловых условий. Однако расчетные результаты такой эффект выявили не во всех режимах. Ближе всего к экспериментальным расчетные данные, полученные по всем кодам для режима, где энерговыделение подзон равномерно (рис. 3, а).

Наилучшее согласие с экспериментом по всему поперечному сечению модельной сборки дают расчетные данные, полученные по каналному коду BRS-TVS.R [5]. На периферии имеются небольшие расхождения (ряды 1 и 6). В этом случае, по-видимому, не очень точными являются применяемые коэффициенты межканального обмена между периферийными и центральными ячейками ТВС.

Температура той части поверхности центрального имитатора, которая обращена в более тесные ячейки ($s/d_1 = 1,25$), моделируется лучше почти всеми кодами, чем температура части периметра, обращенной в открытые зоны модели ($s/d_2 = 1,34$). Во всех кодах достигнуто лучшее согласие с экспериментальными данными на участках после дистанционирующей решетки. Наиболее близкое согласие с экспериментальными данными по температурным полям на поверхности измерительного имитатора твэла достигнуто при расчетах по коду STAR-CD [8], хотя в районе решетки наблюдается некоторое расхождение с экспериментом (рис. 3, б).

2) Бенчмарк по теплогидравлике модели мишени ускорительно-управляемой системы.

Задание на проведение бенчмарка подготовлено с использованием экспериментальных данных, полученных по теплообмену в модели мишени ускорительно-управляемой системы в ФЭИ [11]. В бенчмарке приняли участие три группы специалистов из Японии [12], Испании [13] и Китая [14]. Несколько позднее выполнены расчеты специалистами из Италии [15], результаты которых также учтены в настоящей работе.

Модель представляет собой осесимметричную конструкцию (рис. 4), установленную на жидкометаллическом стенде AP-1. Теплоноситель подается снизу вверх в горизонтальный внешний кольцевой канал модели, поворачивается, ударяясь о поверхность мембраны, и уходит через профилированную входную решетку во

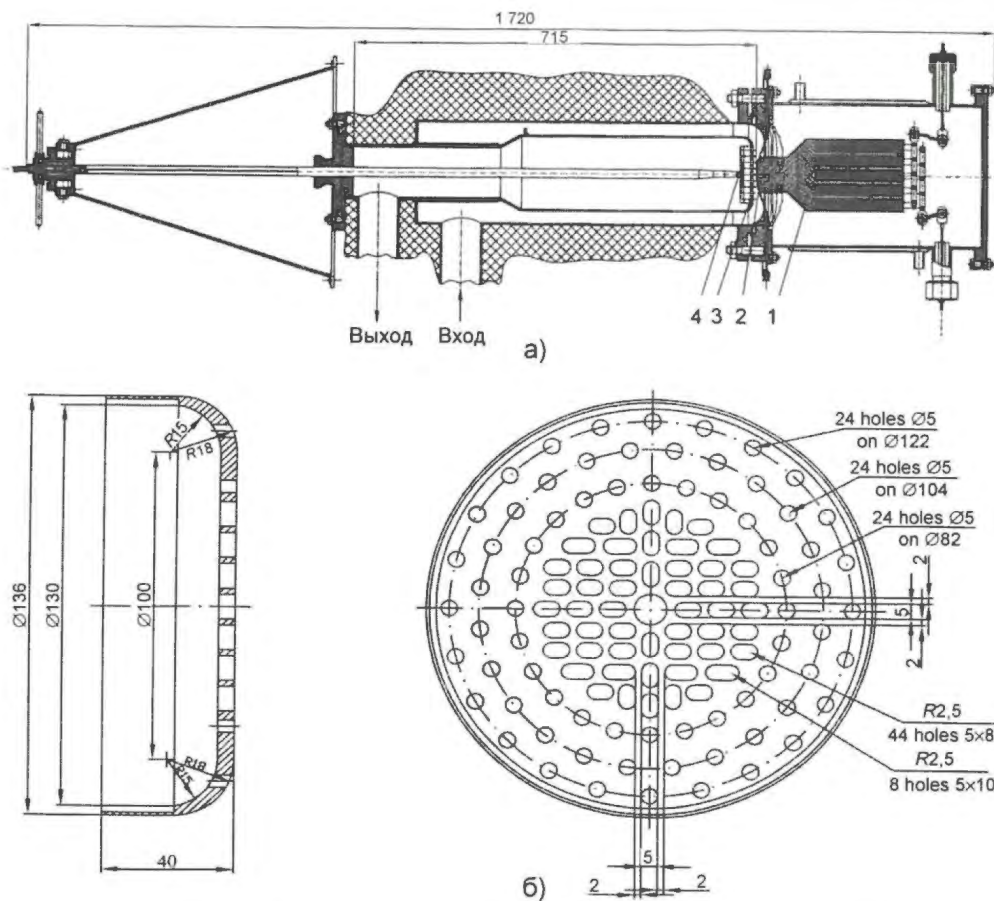


Рис. 4. Продольное сечение тепловой модели мишени (а) и профилирующая решетка (б): 1 – медный блок с никромовыми нагревателями; 2 – мембрана мишени; 3 – решетка с профилирующими отверстиями; 4 – термопарный зонд

внутренний канал (трубу), возвращаясь через расположенный в нижней части патрубков на вход циркуляционного насоса.

Мембрана представляет собой фигурную тонкостенную пластину, изготовленную из нержавеющей стали толщиной 1,5 мм. Тепловой поток на поверхности мембраны создается с помощью медного стержня диаметром 65 мм, торец которого припаян серебром к поверхности мембраны. Стержень нагревается методом “теплового клина”. Нагревательный блок представляет собой медную болванку диаметром 130 и длиной 200 мм, в которой просверлены 19 отверстий диаметром 19 мм и глубиной 165 мм. В отверстия блока вставляются керамические втулки диаметром 19 мм из оксида магния с четырьмя отверстиями под спирали диаметром 4 мм. Спирали изготовлены из нихромовой проволоки диаметром 1,2 мм и включаются по схеме последовательного или параллельного соединения. Нагревательный блок находится в камере, заполненной гелием, который улучшает работу нагревателей ввиду высокой теплопроводности и предотвращает окисление медного блока при повышенной температуре. Исследования проводятся на эвтектическом натрий-калиевом сплаве в качестве теплоносителя,

имеющем близкое значение числа Прандтля с эвтектическим сплавом свинец-висмут.

Результаты расчетов показывают монотонное уменьшение температуры теплоносителя на оси канала, в то время как экспериментальное распределение имеет минимум в центральной области распределительной решетки (рис. 5, а) [16]. Наблюдается существенное различие между расчетными по разным кодам и экспериментальными значениями температуры теплоносителя (рис. 5, а и б). Основной причиной этого, по-видимому, является отсутствие возможности генерирования применяемыми в кодах моделями турбулентности турбулизации потока (крупномасштабной турбулентности) за профилирующей решеткой вследствие взаимодействия струй.

Экспериментальные данные указывают на немонотонное изменение с увеличением температуры поверхности мембраны в направлении к периферии мембраны (рис. 6). Большинство расчетов указывает на монотонное уменьшение температуры в этом направлении. Противоположный характер поведения температуры получен испанскими специалистами в расчетах по коду STAR-CD. Такое поведение температуры

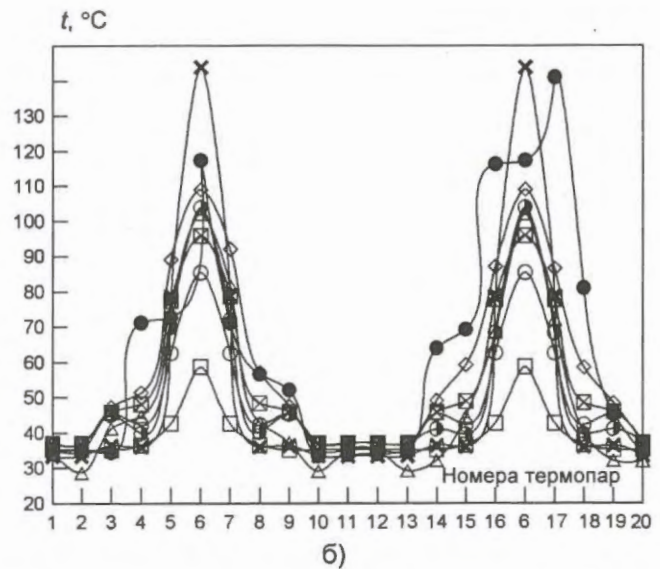
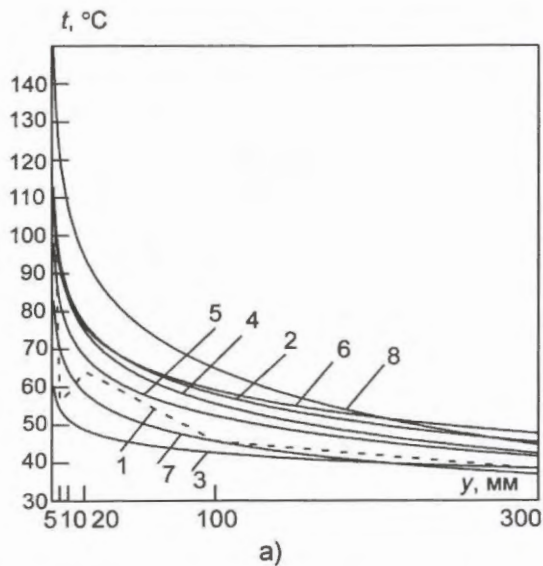


Рис. 5. Распределение температуры теплоносителя по оси модели мишени (а) и вдоль поверхности мембраны на расстоянии до мембраны 1 мм (б): 1 (●) – эксперимент; 2 (Δ) – FLUENT RNG; 3 (□) – STAR CD; 4 (◇) – AQUA TM; 5 (⊠) – AQUA ASM; 6 (○) – FLUENT RSM; 7 (○) – Phoenix 3.2; 8 (×) – ANSYS version 5.7.1 (y – расстояние от профилирующей решетки на входе во внутренний канал мишени, мм)

мембраны может быть объяснено особенностью моделирования геометрии канала и энерговыделения в расчетах по коду STAR-CD. Расчетная температура на оси мембраны за исключением результатов по коду ANSYS меньше экспериментальной (рис. 6). Более высокая температура в центре мембраны в расчетах по коду ANSYS по сравнению с экспериментальными данными объясняется принятым при расчете граничным условием, предполагающим постоянство теплового потока на омываемой теплоносителем поверхности мембраны.

Значительное различие расчетной и экспериментальной температур на периферии мембраны можно объяснить прежде всего нерегулярностью теплового потока в реальных условиях. Высокая теплопроводность материала тепловыделяющего блока в сравнении с теплопроводностью материала мембраны может быть одной из причин такой нерегулярности теплового потока. Для более реалистичного моделирования теплопередачи в модели мишени часть греющего блока должна быть включена в расчетную область.

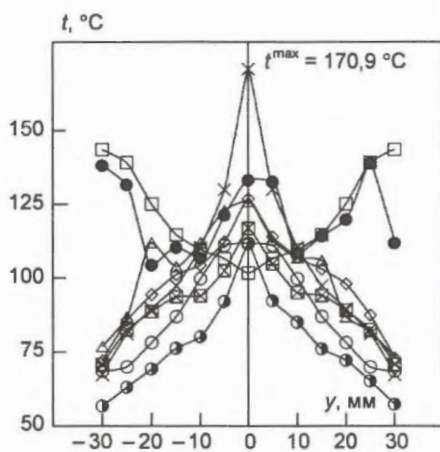


Рис. 6. Распределение температуры на поверхности мембраны, полученное экспериментально и в результате расчетов по различным кодам (y – расстояние от оси мембраны): ● – эксперимент; Δ – FLUENT RNG; □ – STAR-CD; ◇ – AQUA-TM; ⊠ – AQUA-ASM; ○ – FLUENT RSM; ○ – Phoenix 3.2; × – ANSYS version 5.7.1

2. Экспериментальные исследования полей скорости и температуры в модельных ТВС с учетом воздействия различных факторов

Формирование полей скорости и температуры в ТВС а.з. БР определяется многими факторами, основными из которых являются:

- геометрия ТВС (каскадного типа, треугольная решетка, дистанционирование проволочной навивкой, вытеснители в периферийных каналах и т.д.) и тракта реактора;
- физические характеристики – уровень и распределение энерговыделения, величина и распределение расхода;
- комплекс теплофизических свойств теплоносителя и материалов (удельная теплоемкость, теплопроводность и т.д.);
- эксплуатационные параметры (флюенс, перераспределение энерговыделения, расхода и т.д.);
- случайные отклонения параметров.

Т а б л и ц а геометрических параметров модельных ТВС а.з. и зоны воспроизводства БР

Наименование	Модель а.з. БН-350						Модель а.з. БОР-60				Модель а.з. БН-600		Модель экранов БОР-60, БН-350, БН-600			Модель с $x = 1,113$		Модель с $x = 1,214$		Модель с $x = 1,32$			
	Внешний диаметр элементов d_2 , мм	17±0,02						17,4±0,02				14±0,02		17,6			24,7		24,7		15,8		
Внутренний диаметр элементов d_1 , мм	13±0,05						13±0,05				11		16,4			20,0		20,0		13,0			
Относительный шаг решетки $x = s/d_2$	1,24		1,15				1,10				1,15		1,04			1,062		1,113		1,214		1,32	
Длина обогрева l , мм	730		690±2,5				900±2,5				1 620		700±2,5			1 200±3		1 200±3		1 200±3		1 200±3	
Расстояние между торцевыми решетками L , мм	790		750				950				1 720		770			1 300		1 300		1 300		1 300	
Расстояние от торца трубок до начала обогрева l_n , мм	45		40				30				51		35			50		50		50		50	
Форма ребра	Гладкие элементы		3-х заходные ребра сечением 1,8×1,2 мм		Проволока Ø2,5 мм на всех элементах		Проволока 2,5×1,5 мм на центральных элементах и Ø1,2 мм на периферийных элементах		Гладкие элементы		Эллипсная проволока 2,5×1,5 мм на поворотных, круглая проволока Ø1,5 мм на остальных элементах		Гладкие элементы		Прямоугольные ребра сечением 0,8×0,8 мм			Гладкие элементы		Гладкие элементы		Гладкие элементы	
Шаг навивки, мм	-		750		280		280		-		317		-		1 500			-		-		-	
Относительный зазор между стенкой и твэлами $\Delta/(s - d_2)$	0,5	0	0,5	0,5	1,0	0,5		1,0		0,5		1,0			0,39		0,26		0,43		0,52		
Зазор между стенкой и твэлами Δ , мм	2	0	1,28	1,28	2,55	2,55		1,74		1,05		0,7			0,6		0,72		2,29		2,60		
Диаметр вытеснителей $d_{в}$, мм	Без вытеснителей						Без выт.	4,5	Без выт.	4,5	Без выт.	4,0	Без выт.	4,5	Без выт.	4,0	6,5	4	5	6	Без выт.		
Толщина стенки обечайки, мм	1,5						2				1,5		-			5		5	5	5			
Внутренний диаметр обечайки под ключ, мм	130,6	119	121	121	124	121		119				72,5		82,8			116,8		121,4	133,2	93		
Нагреватель	Нихромовая проволока Ø1,5 мм						Нихромовая проволока Ø1,5 мм Профилированная лента				Нихромовая лента 8×0,4 мм		Нихромовая проволока Ø1,5 мм			Нихромовая лента 8×0,4 мм		Нихромовая лента 8×0,4 мм		Нихромовая лента 8×0,4 мм			
Толщина электроизоляционного слоя трубки, мм	0,5						0,5				0,5		0,5			0,5		0,5	0,5	0,5			
Число элементов	37						37				19		19			19		19	19	19			
Проходное сечение модели $\omega \cdot 10^{-3}$, мм ²	6,52	3,78	4,30	4,06	4,66	4,19	3,71	3,45	3,67	3,38	1,62	1,47	1,28			2,71	2,56	2,31	3,50	6,02	3,43	3,77	

Получены экспериментальные данные по полям скорости и температуры в модельных ТВС [17...21], геометрические параметры которых представлены в таблице:

- распределения скорости и подогрева жидкометаллических теплоносителей по радиусу модельных ТВС;
- распределения скорости по периметру периферийных гладких стержней и продольной и поперечной компонент скорости по периметру стержней с дистанционирующей проволочной навивкой, полученные с использованием электромагнитного метода измерений;
- распределения температуры по периметру оболочки периферийных имитаторов твэлов;
- распределения температуры теплоносителя в поперечном сечении модельной ТВС с неравномерным энерговыделением по сечению модельной ТВС и различными типами проволочного дистанционирования твэлов (рис. 7);
- распределения температуры по длине и азимуту центрального имитатора твэлов при изгибе шести окружающих его имитаторов твэлов с касанием оболочками центрального имитатора в сечении по центру участка энерговыделения (рис. 8);
- температурное поле модельной ТВС при деформации чехла ТВС;
- максимальные азимутальные неравномерности температуры различных категорий твэлов при их одиночном или групповом смещении в зависимости от значения числа Пекле;
- температурный режим периферийных имитаторов твэлов при теплообмене через чехол мо-

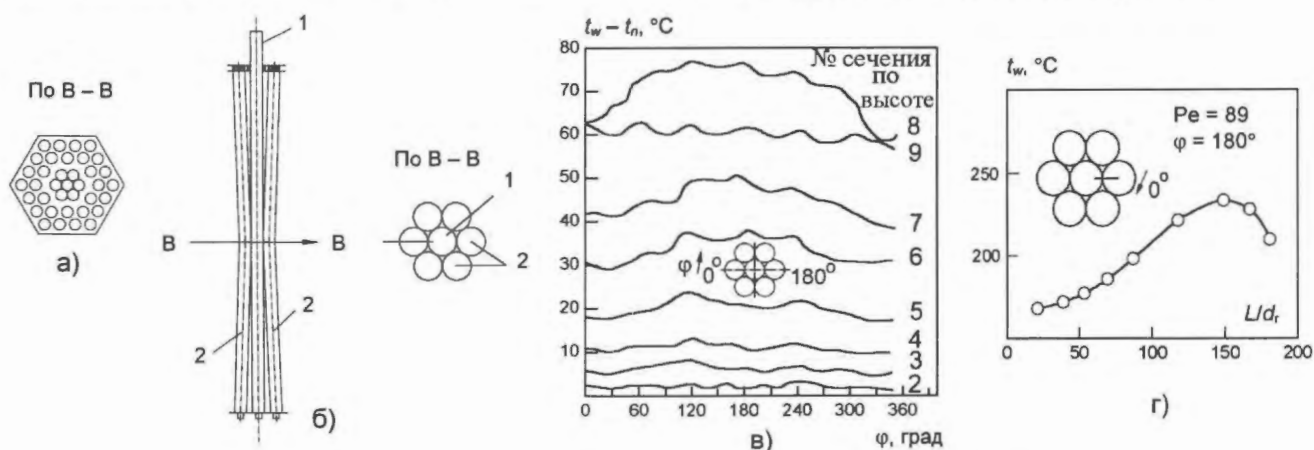


Рис. 8. Схемы поперечного (а) и продольного (б) сечений модельной ТВС БР с прогибом имитаторов твэлов в центральной зоне, поле температуры по периметру (в) и длине (г) центрального имитатора твэла модели: 1 – центральный поворотный имитатор твэла, 2 – деформированные имитаторы твэлов (t_w – температура поверхности твэла, t_n – температура на входе в модельную ТВС, L – расстояние от начала участка электрообогрева, d_r – гидравлический диаметр канала)

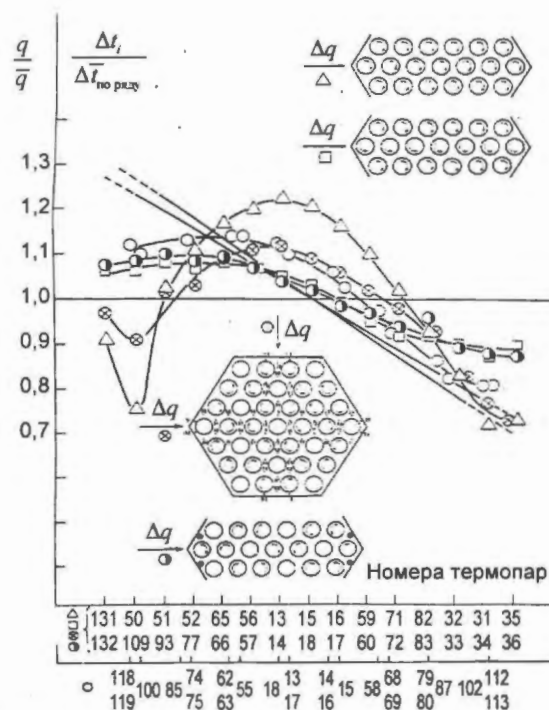


Рис. 7. Распределение относительных значений энерговыделения и подогрева теплоносителя в поперечном сечении модельной сборки твэлов с дистанционированием твэлов различными типами проволочных навивок (q – плотность теплового потока твэлов, \bar{q} – среднее по модельной сборке значение плотности теплового потока твэлов, Δt_i – подогрев теплоносителя в i -м канале, $\Delta \bar{t}_{\text{по ряду}}$ – среднее значение подогрева по ряду каналов)

дельной ТВС с теплоносителем, протекающим в зазорах между ТВС (неадиабатические граничные условия на чехлах ТВС) (рис. 9, 10).

Эти данные составляют основу базы экспериментальных данных по теплогидравлике а.з. БР с жидкометаллическим охлаждением.

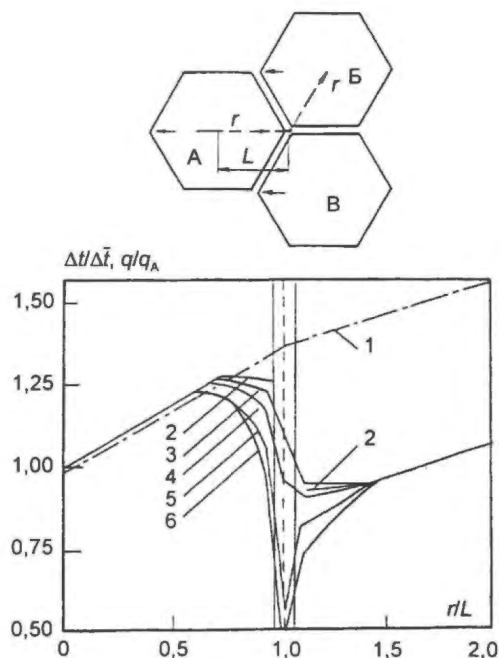


Рис. 9. Распределение энерговыделения и температуры теплоносителя в поперечном сечении двух взаимодействующих ТВС: 1 – распределение энерговыделения, 2 – расчет без учета межпакетного теплообмена, 3 – расчет с учетом межпакетного теплообмена без межпакетной протечки теплоносителя, 4...6 – расчет с учетом межпакетного теплообмена при межпакетной протечке теплоносителя, равной 0; 0,02; 0,4 от расхода теплоносителя через ТВС (q – плотность теплового потока твэлов, q_A – плотность теплового потока центрального твэла в ТВС “А”, Δt – подогрев теплоносителя, $\Delta \bar{t}$ – средний по ТВС подогрев теплоносителя, r – радиус, L – расстояние от центра ТВС до центра системы взаимодействующих ТВС)

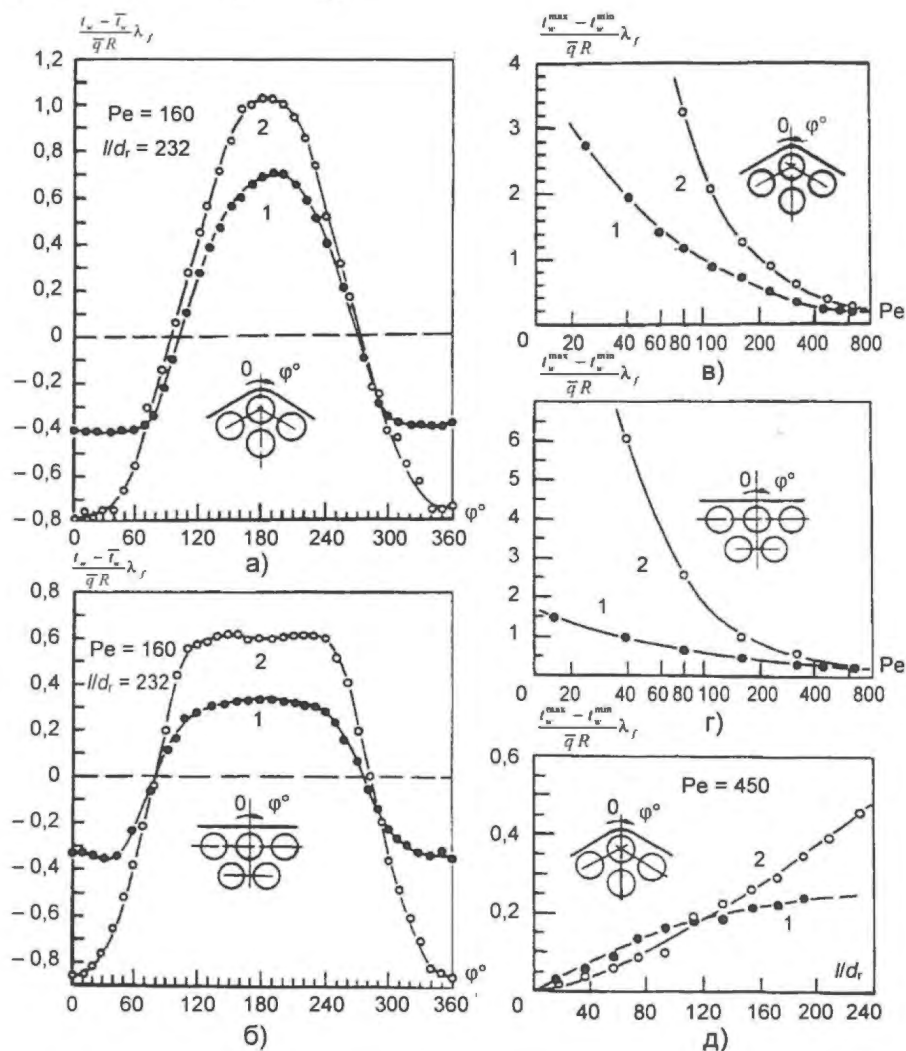


Рис. 10. Распределение безразмерной температуры по периметру углового (а) и бокового (б) имитаторов твэлов при адиабатических (1) и неадиабатических (2) условиях на чехле ТВС и максимальной неравномерности температуры твэлов в зависимости от значений числа Пекле (в, г) и по длине участка энерговыделения (д) (t_w – температура поверхности твэла, \bar{t}_w – среднее значение температуры поверхности, λ_f – теплопроводность теплоносителя, \bar{q} – средний по периметру твэла тепловой поток, R – радиус твэла, φ – угловая координата, Pe – число Пекле, l – расстояние от начала участка энерговыделения)

3. О верификации и возможности совершенствования расчетных теплогидравлических кодов

Результаты расчетов, проведенных по коду МИФ [22] для условий стандартной задачи по теплогидравлике модельной ТВС с неравномерным энерговыделением в поперечном сечении [23], удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными, полученными специалистами Markley R.A., Engel F.C. из США [24] (рис. 11). Вместе с тем сопоставление результатов расчетов по кодам COTEC [25], SUPERENERGY [26] и COBRA-IV [27] с результатами экспериментов Markley R.A., Engel F.C. [24], приведенное на рис. 11, указывает на их существенное различие.

Причинами этого могут быть различия прежде всего в формулировке применяемых в расчетных кодах теплогидравлических моделей, системах замыкающих соотношений, точности моделирования геометрии ТВС, граничных условиях и т.д. Безусловно, очень важное значение имеет использование точной системы замыкающих теплогидравлических соотноше-

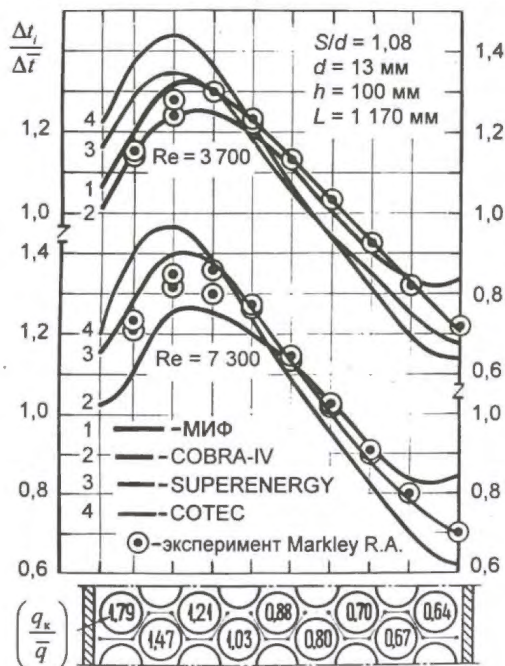


Рис. 11. Сравнение результатов расчетов по различным кодам и экспериментальных исследований отношения локального распределения подогрева теплоносителя в поперечном сечении модельной ТВС с неравномерным энерговыделением по сечению ТВС: 1 – МИФ [16], 2 – COBRA-IV [18], 3 – SUPERENERGY [17], 4 – COTEC [16]; \odot – экспериментальные данные Markley R.A., Engel F.C. [15] (Δt_i – подогрев в канале i , $\Delta \bar{t}$ – средний подогрев теплоносителя в ТВС, q_k – плотность теплового потока k -го канала, \bar{q} – среднее значение плотности теплового потока)

ний. Так, система замыкающих соотношений для поканальной модели теплогидравлического расчета ТВС а.з. БР включает:

- коэффициенты межканального обмена массой, импульсом и энергией вследствие различных механизмов обмена – конвективного, молекулярно-турбулентного, за счет теплопроводности твэлов во внутренней и периферийной областях ТВС;
- коэффициенты гидравлического сопротивления при продольном и поперечном обтекании внутренних и периферийных каналов, образованных гладкими и оребренными проволоочной навивкой твэлами;
- коэффициенты теплоотдачи;
- локальные азимутальные неравномерности температуры твэлов и т.д.

Формулы для расчета каждого из замыкающих соотношений получены на основе проведения многочисленных экспериментальных и расчетно-теоретических исследований, анализа и обобщения полученных данных. Замыкающие соотношения являются функцией от геометрических и режимных параметров. Экспериментальные данные для них получены для отдельных диапазонов изменения параметров. В работах ФЭИ на основе разработки расчетных моделей протекающих процессов они экстраполированы на существенно более широкий диапазон параметров [19, 28, 29]. Экспериментальные исследования, направленные на их уточнение, продолжают и в настоящее время. Существующие сейчас соотношения для замыкающих соотношений требуют дополнительного анализа и уточнения.

Теплогидравлический анализ а.з. БР служит составной частью более широкой термомеханической задачи – расчетного анализа формоизменения ТВС а.з. и их прочностных характеристик. Работы по разработке современных кодов термомеханического расчета а.з. развернуты в ФЭИ во второй половине 90-х годов прошлого столетия. Создан термомеханический код МИФ-СКД [30], с помощью которого проведен термомеханический анализ ТВС а.з. реактора БН-600 (рис. 12).

Заключение

1. Накоплен значительный экспериментальный материал по полям скорости и температуры в модельных ТВС с учетом влияния разных факторов и теплогидравлическим характеристикам ТВС. Эти данные получены для различных геометрических условий и режимных параметров, имеют разную точность.

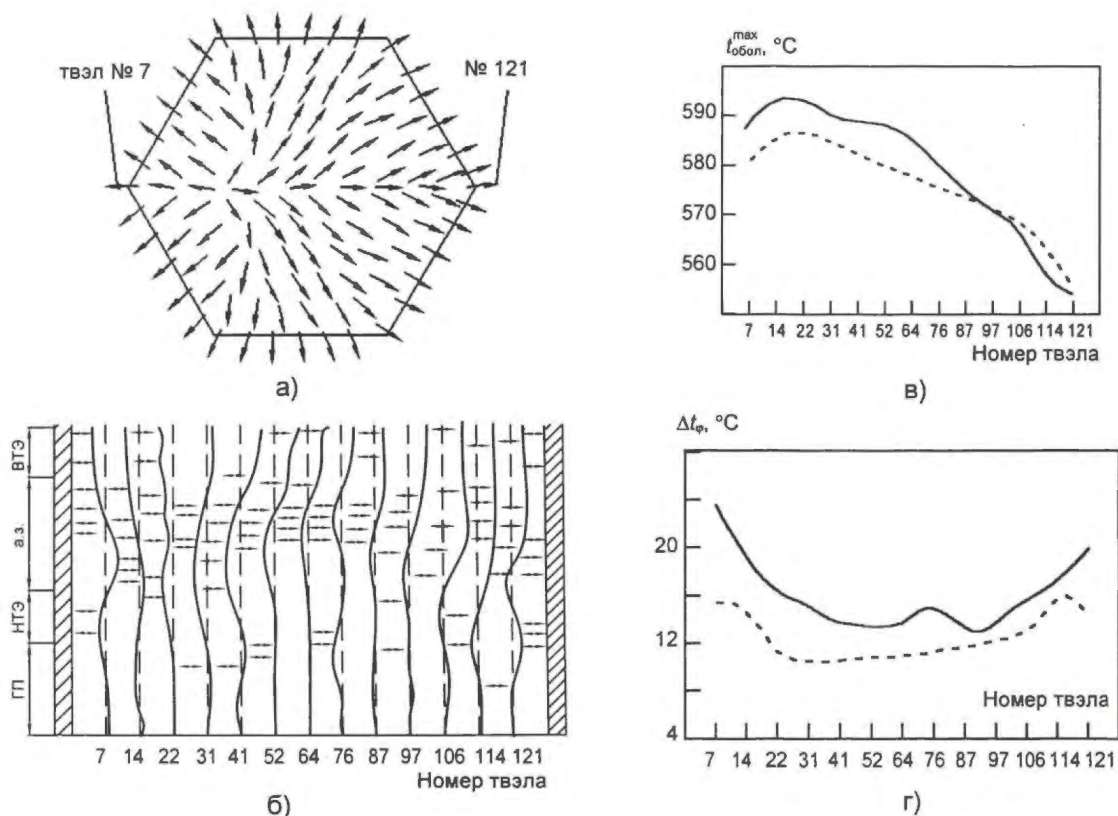


Рис. 12. Распределение контактных сил (а) и равновесные смещения (б), вызванные изгибами и обмятием оболочки ТВЭлов ТВС в конце третьей микрокампании облучения, распределения в диагональном сечении ТВС максимальной температуры оболочки ТВЭлов (в) и максимальной азимутальной неравномерности температуры ТВЭлов (г) ТВС на выходе из а.з. реактора БН-600: — — с учетом формоизменения, - - - - исходная геометрия (ГП – газовая полость, НТЭ, ВТЭ – соответственно нижний и верхний торцевые экраны, $t_{\text{обол.}}^{\text{max}}$ – максимальная температура оболочки ТВЭла, $\Delta t_{\text{ф}}$ – максимальная азимутальная неравномерность температуры оболочки ТВЭла)

2. Для проведения верификации и сопоставления теплогидравлических кодов для расчета ТВС а.з. БР с жидкометаллическим охлаждением необходима разработка системы верификационных тестов и условий для проведения стандартных задач (бенчмарков).

3. Для использования экспериментальных данных по полям скорости и температуры в модельных ТВС с целью разработки системы верификационных тестов для теплогидравлических кодов, заданий на выполнение стандартных задач по теплогидравлике а.з. БР с жидкометаллическим охлаждением, получения уточненных формул для расчетов теплогидравлических характеристик ТВС необходимы систематизация данных, их анализ и оценка и в конечном итоге создание электронной базы экспериментальных данных по теплогидравлике а.з. БР с жидкометаллическим охлаждением.

4. Для формирования полной системы верификационных тестов по теплогидравлике а.з. БР с натриевым теплоносителем необходимо дополнительно проведение прецизионного эксперимента.

5. Для получения необходимого объема знаний в обоснование теплогидравлических

характеристик а.з. БР с охлаждением тяжелыми теплоносителями программа экспериментальных теплогидравлических исследований по теплогидравлике а.з. БР с охлаждением тяжелыми теплоносителями должна быть продолжена.

6. Необходимы дополнительный анализ данных по замыкающим соотношениям для уравнений гидродинамики и теплообмена в ТВС а.з. БР в рамках различных моделей для теплогидравлического расчета ТВС, формирование программы исследований и уточнение на этой основе существующих зависимостей для замыкающих соотношений.

Контактная информация – Сорокин Александр Павлович, тел.: (48439)9-84-47, e-mail: sorokin@ippe.ru

Список литературы

1. Костин В.И., Васильев Б.А. Задачи сооружения БН-800 и возможности создания перспективных быстрых реакторов // Атомная энергия, 2007, т. 102, вып. 1, с. 21 – 26.
2. Асмолов В.Г., Зродников А.В., Солонин М.И. Инновационное развитие атомной энергетики России // Атомная энергия, 2007, т. 103, вып. 3, с. 148 – 155.

3. *Казачковский О.Д., Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М.* Температурные поля в формоизмененных ТВС быстрых реакторов // Атомная энергия, 1988, т. 65, вып. 2, с. 89 – 97.
4. *Zhukov A.V., Kuzina J.A., Sorokin A.P. et al.* Specification of the benchmark problem "Hydrodynamics and heat transfer in the model pin bundles with liquid metal coolant" / "Hydrodynamics and heat transfer in reactor components cooled by liquid coolant in single/two-phase" (working material), IAEA, TWG-FR/125, Vienna, Austria, 2005, p. 138 – 172.
5. *Afremov D.A., Smirnov V.P., Yashnikov D.A.* Calculations using BRS-TVS.R code as a part of the standard problem "Hydraulics and heat exchange in model rod assemblies with liquid-metal cooling" including uncertainty analysis / In: Meeting of International Working Group on Thermohydraulics of Advanced Nuclear Reactors, Obninsk, Russia, July, 5-9, 2004.
6. *Ohshima H., Imai Y.* Thermal Hydraulic Analysis of Model Pin Bundle with Liquid Metal Coolant – Simulation Results of Standard Problem. Там же.
7. *Peña A., Esteban G.A.* Benchmark Problem: Hydraulics and Heat Transfer in the Model Pin Bundles with Liquid Metal Coolant. UPV-EHU Calculations. Там же.
8. *Carlsson J., Wider H.* Results of Calculations of the Standard Problem "Hydrodynamics and Heat Transfer in a Subassembly Model Cooled by Liquid Metal Coolant". Там же.
9. *Son H.M., Suh K.Y.* Result of Calculations of the Standard Problem "Hydraulics and Heat Transfer in a Subassembly Model Cooled by Liquid Metal Coolant". Там же.
10. *Жуков А.В., Кузина Ю.А., Сорокин А.П.* Анализ бенчмарк-эксперимента по гидравлике и теплообмену в сборке имитаторов твэлов с жидкометаллическим охлаждением // Атомная энергия, 2005, т. 99, вып. 5, с. 336 – 348.
11. *Orlov Yu., Sorokin A., Bogoslovskaya G. et al.* Specification of the Benchmark Problem Thermal Experiments in the ADS Target Model / Thermal Hydraulics for Fast Reactors with Different Coolants, Proc. of the 10th Int. Meeting of the IAHR Working Group on Advanced Nuclear Reactors Thermal Hydraulics, Obninsk, Russia, July, 17-19, 2001. Obninsk: ONTI IPPE, 2003, p. 207 – 235.
12. *Takata T., Yamaguchi A., Hachimoto A.* Benchmark calculation of the thermal experiments in the ADS target model / In: Meeting of International Working Group on Thermohydraulics of Advanced Nuclear Reactors, Obninsk, Russia, July, 17-19, 2001.
13. *Pena A., Castro A., Esteban G.A. et al.* Benchmark activities of UPV/EHU and LAESA concerning the TS-1 target system experiments. Там же.
14. *Chen H.Y.* Calculation results of the benchmark problem. Там же.
15. *Mikhin V.I., Marxelo V.* Results of testing the ANSYS (part FLOTRAN) code in the ADS target model thermo-hydraulics calculations / ENEA, Italy (Bologna), December 2001.
16. *Сорокин А.П., Богословская Г.П., Михин В.И. и др.* Сравнительный анализ результатов бенчмарка по теплогидравлике модели мишени ускорительно-управляемой системы // Атомная энергия, 2003, т. 95, вып. 5, с. 346 – 353.
17. *Жидкие металлы* / Сб. статей под ред. П.Л. Кириллова, В.И. Субботина, П.А. Ушакова. – М.: Атомиздат, 1967.
18. *Субботин В.И., Ибрагимов М.Х., Ушаков П.А. и др.* Гидродинамика и теплообмен в атомных энергетических установках (основы расчета). – М.: Атомиздат, 1975.
19. *Жуков А.В., Кириллов П.Л., Матюхин Н.М. и др.* Теплогидравлический расчет ТВС быстрых реакторов с жидкометаллическим охлаждением. – М.: Энергоатомиздат, 1985.
20. *Жуков А.В., Сорокин А.П., Кириллов П.Л. и др.* Методические указания и рекомендации по теплогидравлическому расчету активных зон быстрых реакторов / Под ред. А.В. Жукова, А.П. Сорокина. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1988.
21. *LMFR Core Thermohydraulics: Status and Prospects* / TECDOC-1157, IAEA, Vienna, June 2000.
22. *Казачковский О.Д., Сорокин А.П., Жуков А.В. и др.* Метод сосредоточенных параметров в задаче о температурном поле в формоизмененных ТВС быстрых реакторов с неадиабатическими граничными условиями: Препринт ФЭИ-1972. – Обнинск: ФЭИ, 1985.
23. *Сорокин А.П., Богословская Г.П.* Методы теплогидравлических расчетов тепловыделяющих сборок активной зоны быстрых реакторов // Теплоэнергетика, 1997, № 3, с. 21 – 26.
24. *Markley R.A., Engel F.C.* LMFBR Blanket Assembly Heat Transfer and Hydraulic Test Data Evaluation / Specialist's Meeting "Thermodynamics of FBR fuel subassemblies under nominal and non-nominal operating conditions", IAEA, Karlsruhe, February 5-7, 1978, IWGFR/29, p. 229 – 253.
25. *Novendstern E.H.* Mixing Model for Wide Fuel Assembly // Transactions of the American Nuclear Society, 1972, v. 15, № 12, p. 866 – 867.
26. *Chen B.C., Todreas N.E.* Prediction of the Coolant Temperature Field in a Breeder Reactor Including Inter-assembly Heat Transfer // Nuclear Engineering and Design, 1975, v. 35, № 3, p. 423 – 440.
27. *Stewart C.W., Rowe D.S.* Advanced Continuous Fluid Eulerian Computation Scheme for Flows with Large Density Gradients // Transactions of the American Nuclear Society, 1976, v. 24, № 1, p. 178.
28. *Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М.* Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов. – М.: Энергоатомиздат, 1989.
29. *Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М.* Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов: расчетные программы и практическое приложение. – М.: Энергоатомиздат, 1991.
30. *Кравченко И.И. и др.* Расчет на прочность твэлов и шестигранного чехла ТВС с учетом совместного деформирования пучка твэлов и чехла в процессе облучения в активной зоне быстрого реактора: Препринт ФЭИ-1840. – Обнинск: 1987.

Статья поступила в редакцию 25 декабря 2007 г.
 Вопросы атомной науки и техники.
 Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
 с. 10 – 20

О некоторых подходах к изучению влияния переменного энерговыделения на теплоотдачу и температурные поля твэлов реакторов

А.В. Жуков, Ю.А. Кузина, А.П. Сорокин,

ФГУП "ГНЦ РФ-ФЭИ", 249033, г. Обнинск Калужской обл., пл. Бондаренко, 1

Рассматриваются различные способы оценок эффекта в температурном поле твэлов от падения энерговыделения во второй половине активной зоны: аналитическое решение задачи, метод аналогий, пересчет температурного поля, полученного при постоянном энерговыделении, на переменное энерговыделение и т.д. Отмечается повышенная роль данного эффекта для пристенных твэлов ТВС быстрых реакторов.

About some approaches on investigations of variable heat generation influence on heat transfer and temperature field of fuel elements of nuclear reactors. A.V. Zhukov, Yu.A. Kuzina, A.P. Sorokin. Various ways of estimations of effect from decrease of heat generation in the upper half of a core on temperature field in fuel elements are considered: the analytical decision of the problem, analog approach, recalculation of the temperature fields received at constant heat generation to ones at variable heat generation etc. The enhanced role of the given effect for peripheral fuel elements of fuel assemblies of fast reactors is marked.

1. Анализ имеющихся работ по теплообмену при переменном энерговыделении

В настоящее время имеется ряд работ, посвященных исследованию конвективного теплообмена в каналах с произвольным распределением теплового потока вдоль стенки (рис. 1).

1) Аналитическое решение задачи проводится для каналов простой формы (круглая труба, плоские зазоры), когда температурные поля не изменяются по периметру каналов. Задача решается в предположении, что физические параметры постоянны, поток гидродинамически стабилизирован и симметричен относительно продольной оси, профиль скорости и распределение коэффициентов турбулентной теплопроводности по радиусу канала заданы.

Автор [1] рассматривает идеальный случай δ -образного теплоподвода в канале. Вводится функция $G(z)$ влияния тепловыделения, описы-

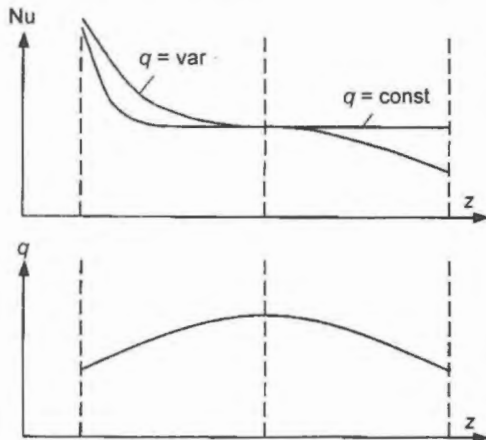


Рис. 1. Изменение чисел Nu при переменном энерговыделении по сравнению с постоянным энерговыделением

вающая изменение температурного напора по длине канала, локальное значение которого определяется равенством

$$(T_w - \bar{T}) \rho C_p \bar{U} S = \frac{\pi}{2} \int_{-\infty}^z q(z') G(z - z') dz'$$

$$\text{или } \frac{1}{St} = \frac{T_w - \bar{T}}{q(\xi)} \rho C_p \bar{U} = \int_{-\infty}^{\xi} f(\xi') G(\xi - \xi') d\xi',$$

где $f(\xi') = q(\xi')/q(\xi)$; $\xi = z/r_0$.

При δ -образном энерговыделении ($f(\xi) = \delta(\xi)$) функция влияния записывается как

$G(\xi) = \frac{T_w - \bar{T}}{q(\xi)} \rho C_p \bar{U}$ и нормируется условием

$\int_0^{\infty} G(\xi) d\xi = A$, которое связывается с длиной

релаксации соотношением $L = \frac{1}{A} \int_0^{\infty} \xi G(\xi) d\xi$.

Значение A определяется с помощью Фурье-преобразования. Функция $f(\xi)$ разлагается в ряд Тейлора, и получается $1/St(\xi) \equiv Af(\xi - L)$. Делается вывод, что локальный коэффициент теплоотдачи определяется условиями теплоподвода на расстоянии L вверх по потоку.

Решается уравнение энергии в потоке теплоносителя с переменным $q(\xi)$ в виде

$$\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial R} \left[Rg(R) \frac{\partial t}{\partial R} \right] = U(R) \frac{Pe}{2} \frac{\partial t}{\partial \xi}, \quad (1)$$

где $R = r/r_0$ - безразмерный текущий радиус, $\xi = z/r_0$ - безразмерная продольная координата, $g(R) = (a + a_r)/a$ - функция распределения турбулентной теплопроводности в радиальном направлении, $U = u(r)/\bar{u}$ - безразмерный профиль скорости. Граничные условия:

на входе в канал

$$t(R, 0) = 0 \text{ или } t(R, -\infty) = 0; \quad (2)$$

на стенке канала

$$U(1) = 0, g(1) = 1, g'(1) = 0, \left. \frac{dt}{dR} \right|_{R=1} = \frac{q(\xi)}{\lambda} r_0; \quad (3)$$

на оси канала

$$U(0) = 0, g'(0) = 0. \quad (4)$$

Решение уравнения (1) с граничными условиями (2)...(4) получают с помощью конечно-интегрального преобразования уравнения Штурма – Лиувилля

$$\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial R} \left[Rg(R) \frac{\partial Y_n}{\partial R} \right] + U(R) \lambda_n^2 Y_n = 0 \quad (5)$$

с граничным условием $(dY_n/dR)|_{R=1} = 0$. Здесь λ_n – собственные значения краевой задачи, т.е. параметры, при которых уравнение (5) имеет решение; Y_n – функции, отвечающие данным значениям λ_n (собственные функции).

В результате решения имеем температурный профиль в жидкости

$$t(R, \xi) = \frac{1}{C_p \rho \bar{u}} \sum_n \frac{Y_n(R) Y_n(1)}{\int_0^1 R U(R) Y_n^2(R) dR} \times \quad (6)$$

$$\times \int_0^\xi q(\xi') \exp\left(-\frac{2}{Pe} \lambda_n^2 (\xi - \xi')\right) d\xi'$$

и локальное число Нуссельта

$$\frac{1}{Nu} = \frac{1}{Pe} \int_0^\xi \sum_{n \neq 0} \frac{Y_n^2(1)}{\int_0^1 R U(R) Y_n^2(R) dR} \times \quad (7)$$

$$\times \exp\left(-\frac{2}{Pe} \lambda_n^2 (\xi - \xi')\right) \frac{q(\xi')}{q(\xi)} d\xi'.$$

Соотношения (6) и (7) имеют общий характер, так как они справедливы для любого закона распределения теплового потока вдоль круглой трубы. Использование определенных выражений для распределений $q(\xi)$, $U(R)$, $g(R)$ конкретизирует эти соотношения. Процесс нахождения $Y_n(R)$ и λ_n , связанный с решением уравнения Штурма – Лиувилля, предполагает знание законов распределения скорости $U(R)$ и турбулентной вязкости $g(R)$.

В случае ламинарного течения теплоносителя в круглой трубе распределение скоростей подчиняется параболическому закону $U(R) = 2(1 - R^2)$, а турбулентная теплопроводность отсутствует ($g(R) = 1$). Процесс определения собственных функций и значений упрощается, так как уравнение Штурма – Лиувилля решается аналитически. При турбулентном течении теплоносителя функции $U(R)$ и $g(R)$ имеют более сложный вид, и уравнение Штурма – Лиувилля обычно не может быть решено аналитически.

Собственные функции и значения определяются с помощью вычислительных машин.

2) Метод аналогий позволяет решать уравнения конвективного теплообмена на интеграторе при заданном профиле скорости и турбулентной вязкости в исследуемом канале. Характерной работой в этой области служит работа авторов [2], посвященная расчету теплоотдачи к турбулентному потоку ртути при синусоидальном распределении тепловой нагрузки по длине трубы методом электроанalogий.

Исходя из определения числа Нуссельта $Nu = \frac{q_c d}{\lambda \bar{\theta}} = \frac{Q_c}{\pi \lambda \bar{\theta}} = \frac{Q_c \sin \zeta}{\pi \lambda \bar{\theta}}$, где $Q_c = \pi q_c d$ – тепловой поток на стенке на единицу длины трубы, Q_0 – амплитуда теплового потока; $\bar{\theta}$ – средний температурный напор в данном сечении; $\zeta = \pi z/H$, получают выражение локального числа Nu через тепловой поток по радиусу трубы

$$\frac{\sin \zeta}{Nu} = \int_0^R \frac{\left[\int_0^R U R dR \right] \frac{Q}{Q_0}}{g(R) R} dR.$$

Распределение Q/Q_0 по радиусу трубы определяется из решения уравнения конвективной теплопроводности в безразмерном виде

$$Gz \frac{\partial(Q/Q_0)}{\partial \zeta} = g(R) R \frac{\partial}{\partial R} \left[\frac{1}{U(R) R} \frac{\partial(Q/Q_0)}{\partial R} \right], \text{ где}$$

$$Gz = \frac{\pi d}{4 l} Pe - \text{критерий Гретца. Решение этого}$$

уравнения, полученное на электроинтеграторе,

$$\text{выглядит как } \frac{Q}{Q_0}(R, \zeta) = A(R) \sin[\zeta - \varphi(R)],$$

где $A(R) = Q_{\max}(R)/Q_0$ – относительная амплитуда теплового потока; $\varphi(R)$ – угол смещения максимума тепловой нагрузки на радиусе R по отношению к максимуму тепловой нагрузки на стенке (в радианах).

На рис. 2 представлены результаты расчетов локальных значений чисел Nu при синусои-

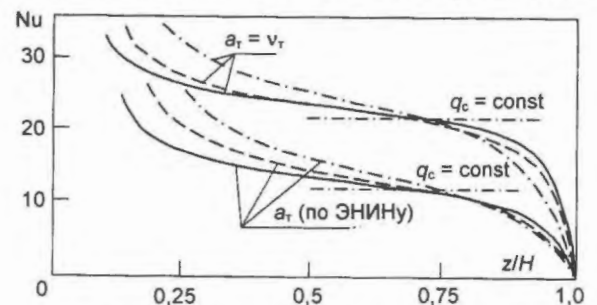


Рис. 2. Изменение числа Nu по длине трубы при турбулентном течении ртути с синусоидальным распределением теплового потока по длине ($Re = 10^5$, $Pr = 0,025$, — — — $l/d = 100$, — — — — $l/d = 67$, — · — · — $l/d = 44,6$)

дальней тепловой нагрузке по длине канала для потока ртути. Видно, что влияние синусоидальной тепловой нагрузки по сравнению с $q_c = \text{const}$ сказывается тем сильнее, чем больше число Re и меньше l/d .

3) Методы пересчета температурных полей, полученных при постоянном энерговыделении, на переменное энерговыделение. Задача о теплообмене при постоянном энерговыделении обобщается на случай произвольного изменения теплового потока по длине канала при использовании принципа суперпозиции, вытекающего из свойства линейности уравнения энергии относительно температуры.

Представление кривой $q_c(z)$ как результата суммирования постоянных по длине единичных возмущений Δq_c .

При $q_c = \text{const}$ решение для температуры стенки круглой трубы имеет вид [3] $t_c - t_{\infty} = \frac{q_c d}{\lambda} \left[\frac{4}{Pe d} + \frac{11}{48} + \sum_{i=1}^{\infty} A_i \psi_i(1) \exp\left(-2\varepsilon_i^2 \frac{1}{Pe d} x\right) \right]$.

Если плотность теплового потока является заданной функцией $q_c(x)$, то ее можно представить как результат суммирования единичных возмущений Δq_c . Если в точке с координатой ξ происходит конечное единичное возмущение Δq_c , которое при $x \geq \xi$ остается неизменным, то температура стенки, обусловленная этим возмущением, будет равна

$$t_c - t_{\infty} = \frac{\Delta q_c d}{\lambda} \left[\frac{4}{Pe d} + \frac{11}{48} + \sum_{i=1}^{\infty} A_i \psi_i(1) \exp\left(-2\varepsilon_i^2 \frac{1}{Pe d} x - \xi\right) \right]. \quad (8)$$

Если происходит ряд единичных возмущений, то решение для температуры стенки можно представить в виде суммы выражений типа (8); заменив Δq_c дифференциалом dq_c и перейдя от суммы к интегралу, получим выражение, приводимое в [3],

$$t_c - t_{\infty} = \frac{1}{\lambda} \int_0^x \left[\frac{4}{Pe} - \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2\varepsilon_i^2 A_i \psi_i(1)}{Pe} \times \exp\left(-2\varepsilon_i^2 \frac{1}{Pe} \frac{x - \xi}{d}\right) \right] q_c(\xi) d\xi.$$

Вывод соотношения Дюамеля методом преобразования Лапласа.

Метод преобразования Лапласа состоит в том, что изучается не сама функция (оригинал), а ее видоизменение (изображение), что существенно упрощает процесс решения задачи. Изображение находится при помощи умножения функции на e^{-sZ} и интегрирования в пределе

от 0 до ∞ : $L[t(R, \xi)] = T(R, S) = \int_0^{\infty} t(R, \xi) e^{-s\xi} d\xi$,

где L – оператор Лапласа; $T(R, S)$ – изображение оригинала температурной функции $t(R, Z)$; $S = \psi + i\eta$ – комплексная (преобразующая) переменная. Обратное преобразование Лапласа приводит к решению в оригинале:

$$t(R, \xi) = L^{-1}[T(R, S)] = \frac{1}{2\pi i} \int_{\sigma - i\infty}^{\sigma + i\infty} T(R, S) e^{s\xi} dS.$$

Для получения соотношения Дюамеля с помощью преобразования Лапласа будем исходить из дифференциальных уравнений теплообмена в пучках твэлов активных зон реакторов для топлива, оболочки и теплоносителя:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(x, y) \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(x, y) \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial y} \right] + \\ + \lambda(x, y) \frac{\partial^2 t(x, y, z)}{\partial z^2} = -q_c(x, y, z); \\ \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(x, y) \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(x, y) \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial y} \right] + \\ + \lambda(x, y) \frac{\partial^2 t(x, y, z)}{\partial z^2} = 0; \\ \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda_{\text{ж}}(x, y) \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda_{\text{ж}}(x, y) \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial y} \right] + \\ + \lambda_{\text{ж}}(x, y) \frac{\partial^2 t(x, y, z)}{\partial z^2} = u(x, y) \gamma C_p \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial z}. \quad (9) \end{aligned}$$

Граничным условием служит заданная функция $Q(z)$ распределения теплового потока по высоте. Применим преобразование Лапласа к уравнению (9) в отношении переменной z :

$$\begin{aligned} L \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda_{\text{ж}}(x, y) \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial x} \right] \right\} + \\ + L \left\{ \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda_{\text{ж}}(x, y) \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial y} \right] \right\} + \\ + L \left\{ \lambda_{\text{ж}}(x, y) \frac{\partial^2 t(x, y, z)}{\partial z^2} \right\} = \\ = L \left\{ u(x, y) \gamma C_p \frac{\partial t(x, y, z)}{\partial z} \right\}. \end{aligned}$$

Рассматривая задачу постоянного теплового потока, равного единице ($Q = 1$), где $T_1(x, y, s)$ есть изображение функции $t_1(x, y, z)$ как решение данной задачи, получим дифференциальные уравнения второго порядка в изображениях с постоянными коэффициентами

$$\nabla^2 T + (s^2 - cs)T = 0 \quad (10)$$

(граничным условием является переменное распределение теплового потока $Q(z)$;

$$\nabla^2 T_1 + (s^2 - cs)T_1 = 0 \quad (11)$$

(граничным условием служит постоянное и равное единице распределение теплового потока $Q(z) = 1$). Уравнения типа (10) и (11) имеют место при решении операционным методом задач нестационарной теплопроводности в твердых телах, охлаждаемых в среде с заданным законом $t_c(\tau)$ изменения температуры во времени [4].

Идентичность уравнений в изображениях для стационарных и нестационарных процессов теплообмена позволяет утверждать, что аналогом переменной τ в нестационарных процессах теплообмена является переменная z в стационарных процессах теплообмена, а аналогом функции $t_c(\tau)$ изменения температуры среды во времени служит функция $Q(z)$ распределения теплового потока.

Процесс решения этих уравнений аналогичен процессу решения соответствующих уравнений нестационарной теплопроводности. Итогом является соотношение Дюамеля

$$t(z) = Q(0)t_1(x, y, z) + \int_0^z \frac{dQ(z')}{dz'} t_1(x, y, z - z') dz', \quad (12)$$

где $Q(z) = q/\bar{q}$ (функция нормируется на 1), $t_1(x, y, z)$ – распределение температуры при постоянном тепловом потоке, равном единице (переходная функция).

Обобщенный интеграл Дюамеля.

Авторами [5] предложено обобщение интеграла Дюамеля для расчета температурных полей твэлов при неустановившемся течении теплоносителя и переменном по длине тепловыделении. На основании приближенного анализа показано, что при неустановившемся течении и синусоидальном распределении по длине канала теплового потока на стенке коэффициенты теплоотдачи вблизи выхода из зоны тепловыделения могут быть рассчитаны с использованием переходной функции для гидродинамически стабилизированного течения.

4) Упрощенная оценка температурных напоров "стенка-жидкость" при переменном энерговыведении [6] сводится к модернизации соотношения $\Delta t(z) = q(z)/\alpha$, в котором коэффициент теплоотдачи α берется из формул для $q = \text{const}$. Обозначив единичную переходную функцию через $\theta(z)$, вводим обратную ей единичную функцию $\psi(z)$ (рис. 3) вида $\psi(z) = \theta_\infty - \theta(z)$. Тогда соотношение Дюамеля (12) принимает следующий вид:

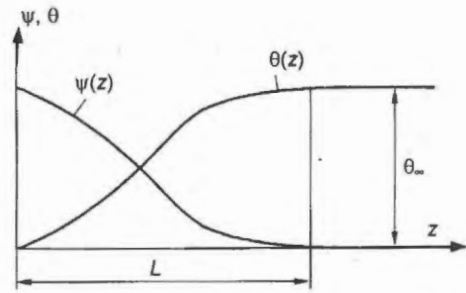


Рис. 3. Прямая $\theta(z)$ и обратная $\psi(z)$ единичные переходные функции

$$\Delta t(z) = q(z)\theta_\infty - \int_0^z \frac{dq(z')}{dz'} \psi(z - z') dz'.$$

Первый член в правой части этого соотношения представляет собой стабилизированную составляющую температурного напора $\Delta t(z)$, а второй – поправку к нему, обусловленную перестройкой температурного поля, происходящей под действием переменного теплового потока. Выделение стабилизированной составляющей позволяет применять для ее определения хорошо известный коэффициент теплоотдачи α при стабилизированных условиях:

$$q(z)\theta_\infty \equiv q(z)/\alpha. \quad (13)$$

Учитывая (13), получим

$$\Delta t(z) = \frac{q(z)}{\alpha} - \int_0^z \frac{dq(z')}{dz'} \psi(z - z') dz'.$$

Расчет интегральной поправки на нестабилизированность температурного поля выполняется при разложении интеграла в ряд: $I(z) = \int_0^z \frac{dq(z')}{dz'} \psi(z - z') dz' = \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^k R_k \frac{d^{(k)}q(z)}{dz^k}$. В этом разложении практически можно использовать лишь первый член ряда. Это приводит к приближенному выражению

$$\Delta t(z) \approx q(z)/\alpha - R_1 dq(z)/dz, \quad (14)$$

близкому по своему происхождению к квазистационарному описанию, принятому в теории регулярного режима.

Если функцию $\psi(z)$ приближенно представить в виде $\psi(z) \approx \theta_\infty e^{-z/L}$, где L – длина релаксации [1], связанная с известной в теплофизической практике длиной $l_{н.т.}$ тепловой стабилизации соотношением $3L \approx l_{н.т.}$, то получим

$$R_1 = \theta_\infty \int_0^{\infty} e^{-z/L} dz = \theta_\infty L = \frac{q(z)}{\alpha} L.$$

Соотношение (14) приобретает вид

$$\Delta t(z) \approx \frac{q(z)}{\alpha} - \frac{q(z)}{\alpha} L \frac{dq(z)}{dz}. \quad (15)$$

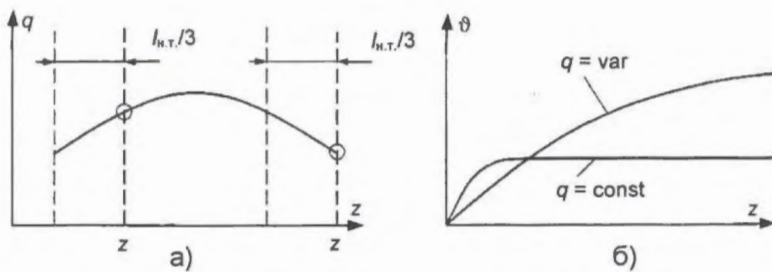


Рис. 4. К оценке температурного напора по формуле (16)

Учитывая, что в (15) имеем дело с разложением функции энерговыделения в ряд Тейлора на длине релаксации L , окончательно получим

$$\Delta t(z) \approx q(z-L)/\alpha. \quad (16)$$

Соотношение (16) можно рекомендовать для теплового расчета как простую приближенную формулу, учитывающую тепловую нестабилизированность в каналах реактора.

Как видно из формулы (16), определяя температурный напор в точке z , берем тепловой поток в точке $z-L$. На левой ветви кривой $q=f(z)$ это приводит к занижению q (рис. 4, а), а следовательно, к уменьшению температурного напора по сравнению с $q = \text{const}$ (рис. 4, б). На правой ветви кривой $q=f(z)$ это приводит к увеличению q (рис. 4, а), а следовательно, к увеличению температурного напора по сравнению с $q = \text{const}$ (рис. 4, б). Для определения $L = l_{н.т.}/3$ имеются экспериментальные или расчетные данные.

5) *Физическое объяснение (качественное) поведения коэффициента теплоотдачи при переменном энерговыделении*, который в нижней части активной зоны реактора выше, а в верхней части ниже, чем при постоянном энерговыделении. Физическая сторона отличия состоит в следующем (объяснение качественное [7]). Точка 1 (рис. 5, а) максимума энерговыделения ($dq/dz = 0$) примерно соответству-

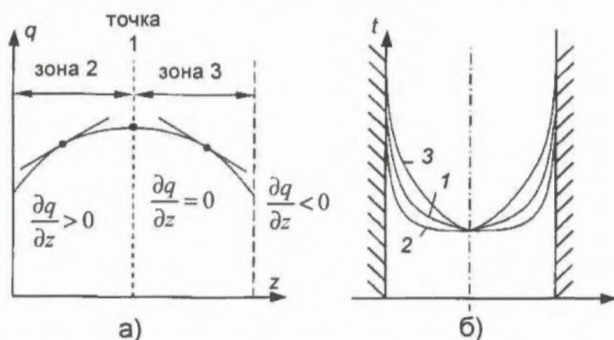


Рис. 5. К пояснению закономерности изменения коэффициента теплоотдачи: а) – характерные зоны изменения энерговыделения, б) – качественный характер температурного поля в теплоносителе для этих зон

ет условию постоянного энерговыделения, для которого имеет место температурный профиль 1 на рис. 5, б.

Зона $dq/dz > 0$ (левая ветвь энерговыделения) характеризуется большей интенсивностью подвода тепла, чем в сечении 1 ($q = \text{const}$). Самая большая интенсивность подвода тепла имеет место при малых z , поэтому профиль температуры на малых z более плоский, чем при $q = \text{const}$ (закономерность 2 на рис. 5, б). Коэффициент теплоотдачи выше, чем при $q = \text{const}$ (рис. 1).

Зона $dq/dz < 0$ (правая ветвь энерговыделения) характеризуется меньшей интенсивностью подвода, чем в сечении 1 (самая малая интенсивность подвода тепла имеет место в конце зоны энерговыделения). Профиль температуры в конце зоны более вытянутый, чем при $q = \text{const}$ (закономерность 3 на рис. 5, б). Коэффициент теплоотдачи ниже, чем при $q = \text{const}$ (рис. 1).

б) *Экспериментальные исследования для решеток твэлов*. Для выявления эффектов от переменного энерговыделения в температурных полях решеток твэлов реактора БОР-60 проведены опыты в ФЭИ на модели с гладкими имитаторами твэлов без вытеснителей в периферийных ячейках [8]. Теплогидравлическая модель сборки твэлов быстрого реактора (рис. 6, 7) воспроизводит активную часть сборки в масштабе 2,5:1. Она состоит из 37 имитаторов твэлов, что равно числу твэлов в сборках реактора БОР-60.

Модель разрабатывалась в соответствии с основными принципами теплогидравлического моделирования ТВС реакторов [9]. Имитатор твэла представляет собой калиброванную трубку, внутрь которой вставлен спиральный нагреватель из нихромовой ленты переменной ширины. Профиль ленты рассчитывается таким образом, чтобы обеспечивалось косинусоидальное энерговыделение по длине спирали согласно формуле

$$q(z) = q_{\max} \cos 2,19(z/H - 0,5), \quad (17)$$

в соответствии с которой $\frac{J^2 \Delta R_z}{F_z} =$

$$= \frac{J^2 \Delta R_{ц}}{F_{ц}} \cos 2,19 \left(\frac{z}{H} - 0,5 \right),$$

где ΔR_z , $\Delta R_{ц}$ – сопротивления текущего и центрального витков, соответственно; F_z , $F_{ц}$ – поверхности этих витков; J – сила тока.

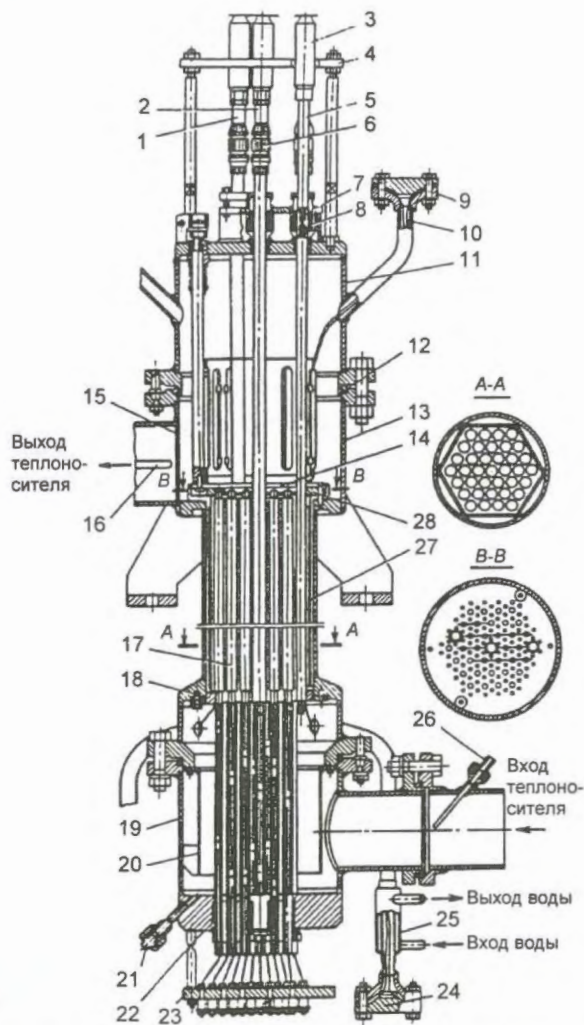


Рис. 6. Продольное сечение теплогидравлической модельной ТВС быстрого реактора: 1, 2, 5 – боковой, центральный и угловой поворотные имитаторы твзлов; 3 – вывод нагревателя; 4 – стопорная планка; 6 – крепление термопар; 7, 8 – сальниковое уплотнение и охлаждение термопар; 9, 24 – резиновое уплотнение термопар; 10 – термопары; 11, 13 – верхний коллектор; 12 – уплотнительное кольцо коллектора; 14 – решетка с термопарами; 15 – смешивающая решетка; 16, 26 – термопарные гильзы; 17 – имитаторы твзлов; 18, 28 – нижняя и верхняя центрирующие решетки с крепежом; 19 – нижний коллектор; 20 – направляющий стакан (отбойник); 21 – дренаж; 22 – уплотнение хвостовиков нагревателей; 23 – изоляционная плита; 25 – холодильник (охлаждение термопарных выводов); 27 – шестигранная обечайка

Контроль распределения тепловыделения по длине спирали осуществляется за мерами падения напряжения ΔU на отдельных участках спирали ($\Delta z \approx 30$ мм) при подаче на спираль напряжения $U = 1,5$ В. Полученное распределение $\Delta U_z / \Delta U_{\max} = f(z)$ (ΔU_z и ΔU_{\max} – падения напряжения на текущем отрезке спирали и в ее центральной части, соответственно) представ-

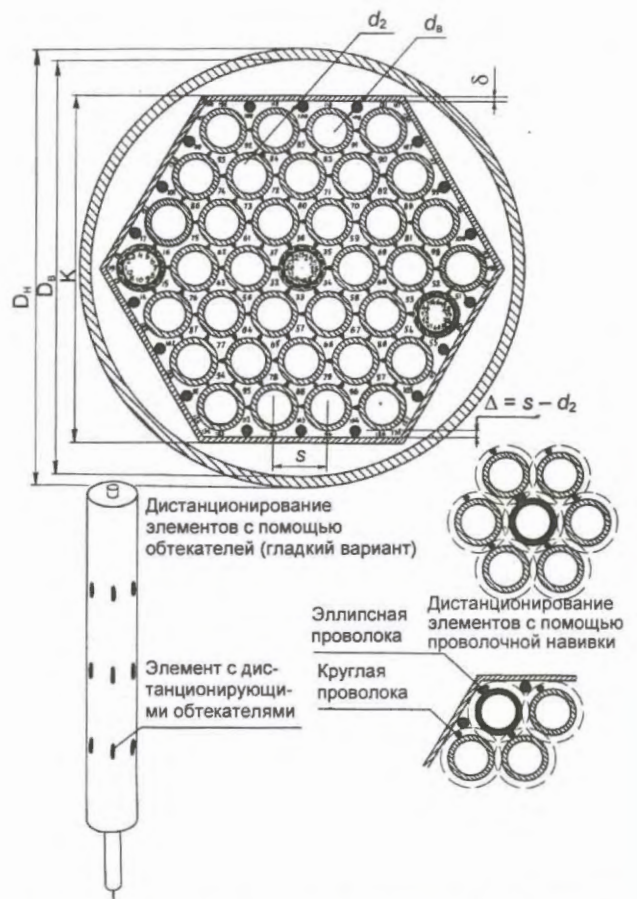


Рис. 7. Поперечное сечение модельной ТВС реактора BOR-60 (арабскими цифрами обозначены термопары)

ляет собой распределение тепловых потоков q_z / q_{\max} .

Контроль распределения тепловых потоков осуществляется также тепловым способом. Для этого спираль помещается в горизонтально расположенную трубку и запитывается от сети переменного тока. В стационарном режиме работы нагревателя производится измерение температуры поверхности трубки по длине энерговыделения. Полученное распределение температуры t / t_{\max} с достаточным приближением может быть принято за распределение тепловых потоков. Результаты электрических и тепловых измерений по контролю распределения тепловой нагрузки по длине спиралей совпадают друг с другом (рис. 8) и соответствуют формуле (17).

Результаты экспериментов и их анализ.

Изменение неравномерностей температуры центрального имитатора твэла по длине обогрева представлено на рис. 9 (\bar{q} – среднее по длине энерговыделение). Там же нанесены опытные точки, полученные при постоянном энерговыделении для того же числа Re.

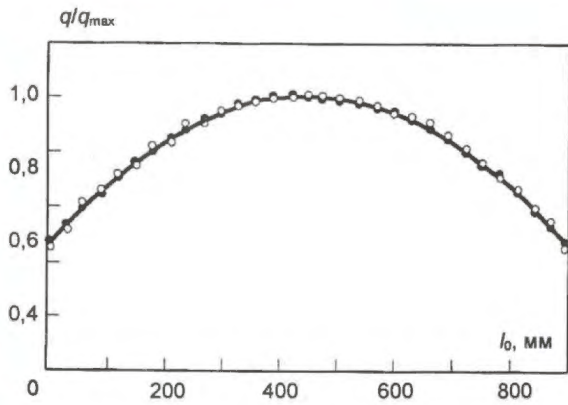


Рис. 8. Распределение теплового потока по длине электронагревателя: ———— расчет по формуле (17); \circ, \bullet — данные электрических и тепловых замеров, соответственно

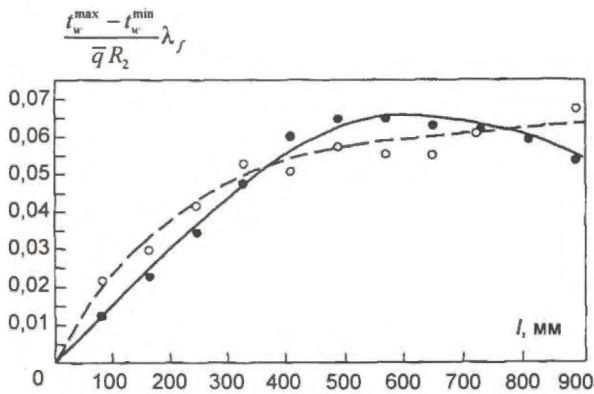


Рис. 9. Изменение максимальных неравномерностей температуры по длине обогрева центрального имитатора твэла модельной ТВС реактора БОР-60 ($Pe = 194$): \circ, \bullet — экспериментальные данные при $q = const$ и $q = q_{max} \cos 2,19(z/H - 0,5)$, соответственно; ———— расчет по соотношению Дюамеля

Эффект от переменного энерговыделения имеет ярко выраженный характер: на малых расстояниях от начала обогрева ($z < 380$ мм) неравномерности температуры меньше, чем при $q = const$; в центральной части энерговыделения ($380 \text{ мм} < z < 750$ мм) они превышают неравномерности температуры при $q = const$; в конце обогреваемого участка ($z > 750$ мм) происходит падение неравномерностей температуры. Опытные точки описываются закономерностью, построенной по соотношению Дюамеля с использованием опытной зависимости для $q = const$. Характерно, что максимальная неравномерность температуры при переменном энерговыделении не превышает максимальную неравномерность при постоянном энерговыделении.

На рис. 10 представлено изменение локального коэффициента теплоотдачи в центральной зоне модели при $q = var$ в сравнении с

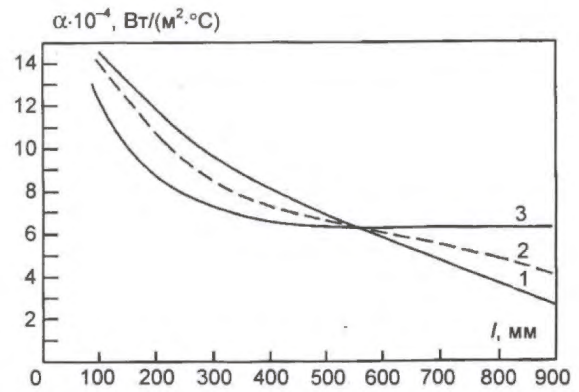


Рис. 10. Изменение коэффициента α теплоотдачи по длине обогрева в центральной зоне модельной ТВС реактора БОР-60 ($Pe = 116$): 1 — экспериментальные данные при $q = q_{max} \cos 2,19(z/H - 0,5)$; 2 — расчет по соотношению Дюамеля; 3 — экспериментальные данные при $q = const$

вариантом, когда $q = const$, и расчетной закономерностью, построенной по соотношению Дюамеля. Закономерность $\alpha = f(z)$ имеет ряд характерных для переменного энерговыделения особенностей, о которых говорилось выше. Имеет место примерное согласие с зависимостью, построенной по соотношению Дюамеля.

Большой практический интерес представляют собой закономерности изменения безразмерных комплексов $(t_w^{\max} - t_w^{\min}) \lambda_f / (\bar{q} R_2)$ в функции длины для бокового (рис. 11) и углового (рис. 12) имитаторов твэлов модельной ТВС реактора БОР-60. Из анализа этих закономерностей можно сделать вывод о характере влияния переменного энерговыделения на максимальную неравномерность температуры твэ-

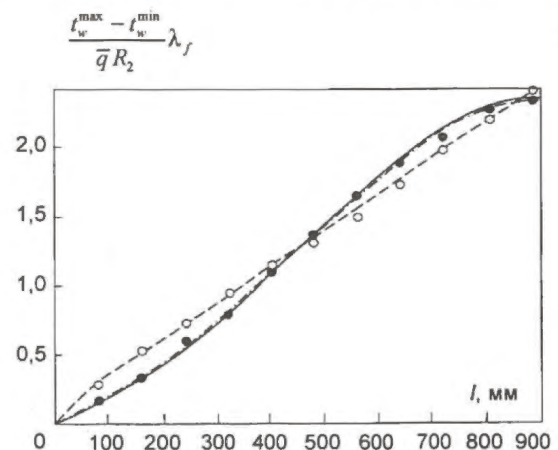


Рис. 11. Изменение по длине обогрева максимальных неравномерностей температуры бокового имитатора модельной ТВС реактора БОР-60 ($Pe = 97$): \circ, \bullet — экспериментальные данные при $q = const$ и $q = q_{max} \cos 2,19(z/H - 0,5)$, соответственно; — · — — расчет по соотношению Дюамеля

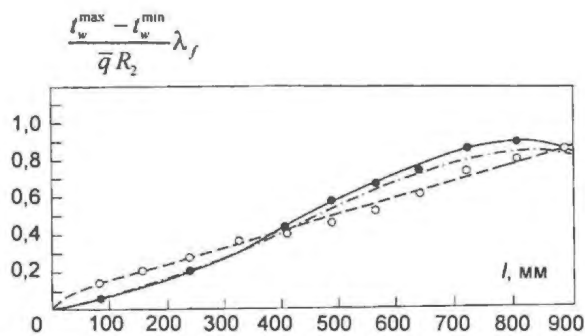


Рис. 12. Изменение по длине обогрева максимальных неравномерностей температуры углового имитатора твэла модельной ТВС реактора БОР-60 ($Pe = 397$): \circ , \bullet – экспериментальные данные при $q = \text{const}$ и $q = q_{\text{max}} \cos 2,19(z/H - 0,5)$, соответственно; $-\ast-$ – расчет по соотношению Дюамеля

лов, расположенных у плоских стенок шестигранных кассет быстрых реакторов.

Видно, что переменное энерговыделение вызывает отклонение неравномерностей температуры от линейной зависимости, характерной для боковых имитаторов твэлов при $q = \text{const}$. При числе $Pe = 97$ для бокового имитатора твэла имеет место полное совпадение неравномерностей температуры с зависимостью, построенной по соотношению Дюамеля.

Характер изменения неравномерностей по длине энерговыделения углового имитатора твэла (рис. 12) примерно такой же, что и для бокового имитатора твэла, однако наблюдается более существенное отклонение от закономерностей, построенных по соотношению Дюамеля при использовании опытных данных при $q = \text{const}$. Максимальные неравномерности температуры при переменном энерговыделении примерно на 6...12 % превышают максимальные неравномерности при постоянном энерговыделении. Величина превышения возрастает с увеличением числа Пекле.

2. Расчеты полей температур по высоте активных зон реакторов с жидкометаллическим охлаждением

Цель расчетов состоит в основном в выявлении эффекта от длины тепловой стабилизации для центральных и пристенных твэлов. Оценки полей температуры твэлов проводятся при косинусоидальном законе изменения теплового потока (17) для центральных и пристенных твэлов ТВС, имеющих различные длины тепловой стабилизации, при разных коэффициентах неравномерности энерговыделения по высоте активной зоны $K_z = 1,1, 1,15, 1,2, 1,3$,

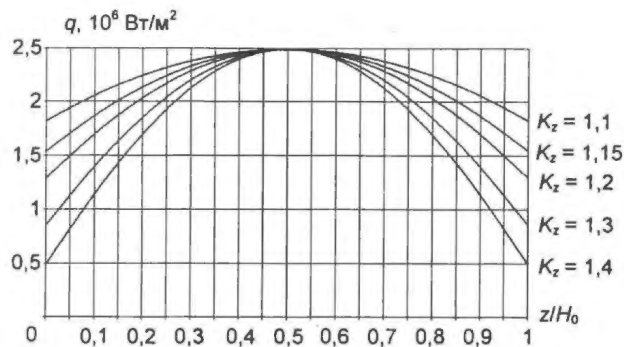


Рис. 13. Изменение теплового потока по длине энерговыделения для различных значений коэффициента неравномерности

1,4 и двух значениях теплопроводности жидкости $\lambda_f = 70\ 000$ и $15\ 000$ Вт/(м·град) (распределения энерговыделения представлены на рис. 13). Расчеты проводятся по формуле (16).

Результаты оценок по коэффициентам теплоотдачи и относительным температурным напорам “стенка-жидкость” приводятся на рис. 14, 15. Из них можно сделать заключение, что эффект от переменного энерговыделения возрастает с увеличением длины тепловой стабилизации для твэлов. Поскольку длина тепловой стабилизации велика для пристенных твэлов, то эффект от переменного энерговыделения наиболее заметен именно для этих твэлов. Влияние переменного энерговыделения усиливается с ростом K_z и уменьшением теплопроводности теплоносителя λ_f .

Заключение

Из большого количества систематизированных работ по решению задачи теплообмена при переменном энерговыделении по высоте канала выделен наиболее простой подход, основанный на применении длины релаксации в оценках эффекта от переменного энерговыделения. С использованием этого подхода произведены оценки эффекта от переменного энерговыделения для центральных и пристенных твэлов реакторов с жидкометаллическим охлаждением. Для пристенных твэлов эффект от переменного энерговыделения в отношении температур твэлов больше, чем для центральных, так как длина тепловой стабилизации для пристенных твэлов заметно больше, чем для центральных твэлов.

Контактная информация – Сорокин Александр Павлович, тел.: (48439)9-84-47, e-mail: sorokin@ippe.ru

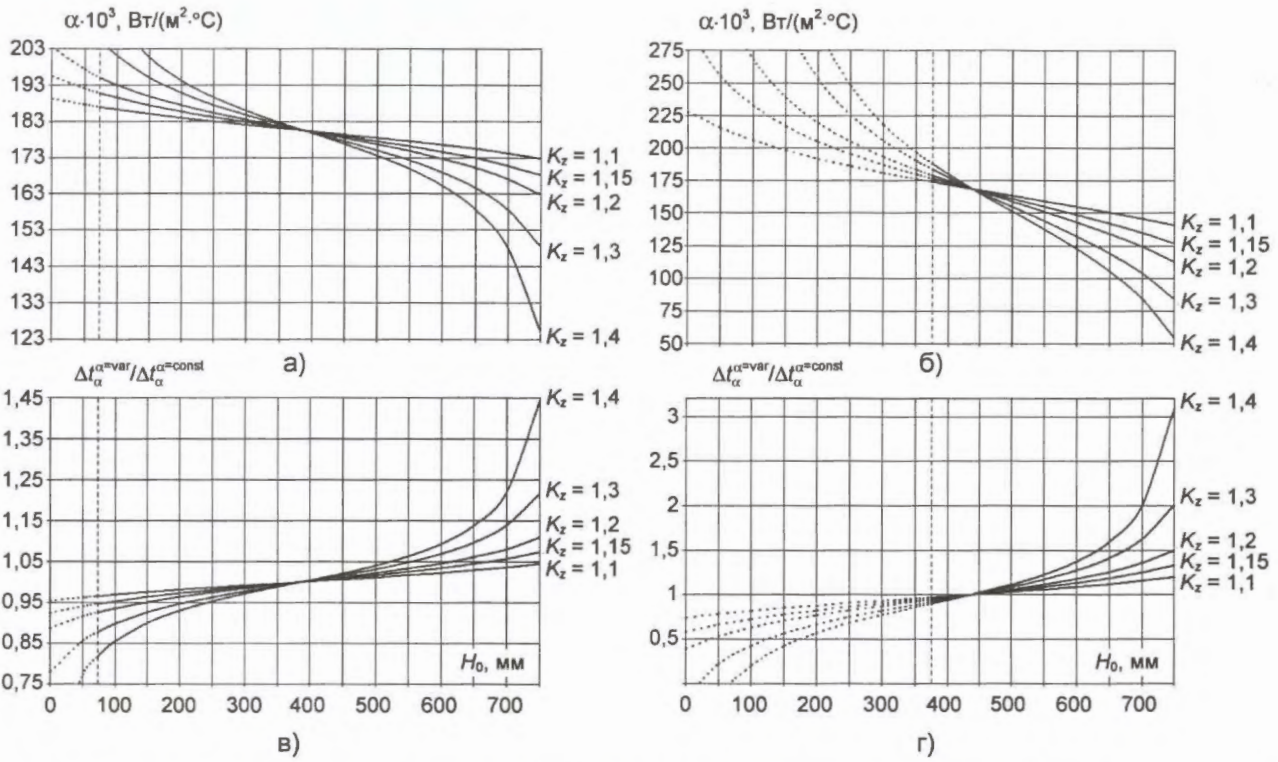


Рис. 14. Изменение коэффициента теплоотдачи по длине энерговыделения центральных (а), пристенных (б) твэлов; распределение относительных температурных напоров “стенка-жидкость” в сравнении с расчетами по формулам для $q = \text{const}$ для центральных (в) и пристенных (г) твэлов. Теплопроводность теплоносителя $\lambda_f = 70\,000$ Вт/(м·град)

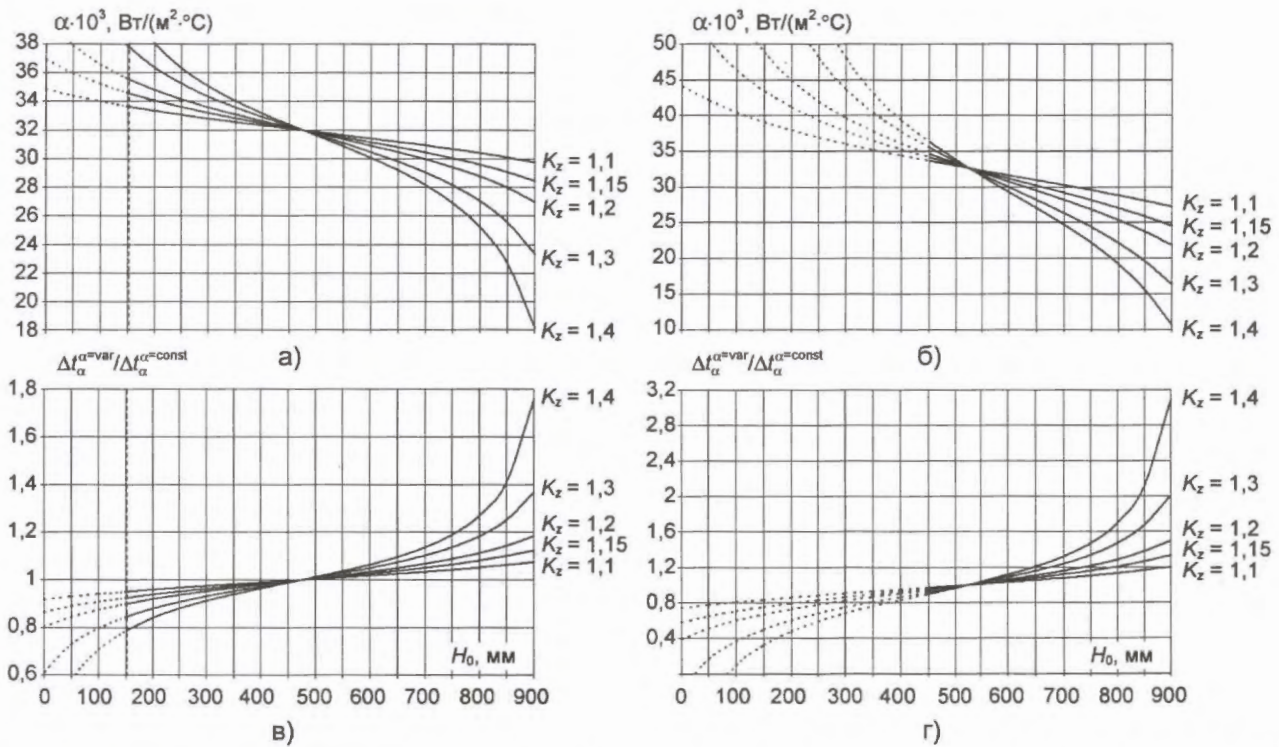


Рис. 15. Изменение коэффициента теплоотдачи по длине энерговыделения центральных (а) и пристенных (б) твэлов; распределение относительных температурных напоров “стенка-жидкость” в сравнении с расчетами по формулам для $q = \text{const}$ для центральных (в) и пристенных (г) твэлов. Теплопроводность теплоносителя $\lambda_f = 15\,000$ Вт/(м·град)

Список литературы

1. *Осмачкин В.С.* Особенности теплообмена в ядерных реакторах, охлаждаемых несжимаемыми жидкостями / Сб. докладов 3-й Межд. Женевской конф. по использованию атомной энергии в мирных целях, доклад № 326, 1965, с. 128.
2. *Петровичев Б.И., Кокорев Л.С.* Теплоотдача к турбулентному потоку жидкого металла при синусоидальном распределении тепловой нагрузки по длине трубы // Инженерно-физический журнал, 1959, т. 2, № 12, с. 20.
3. *Петухов Б.С.* Теплообмен и сопротивление при ламинарном течении жидкости в трубах. – М.: Энергия, 1967.
4. *Лыков А.В.* Теория теплопроводности. – М.: Гостехиздат, 1952.
5. *Ушаков П.А., Сорокин А.П.* Анализ применения обобщенного интеграла Дюамеля для расчета температурного поля твэлов реакторов // Теплофизика высоких температур, 1978, т. 16, № 4.
6. *Губарев В.А., Трофимов А.С.* Определение температурного напора стенка-жидкость при тепловом расчете реактора // Атомная энергия, 1974, т. 37, вып. 3.
7. *Жуков А.В.* Теплогидравлический расчет реакторов. Часть 1. Общие вопросы. – Обнинск: ФЭИ, 2001.
8. *Добровольский В.Ф., Жуков А.В., Свириденко Е.Я.* Исследование температурных полей твэлов быстрых реакторов при переменном энерговыделении по высоте зоны // Атомная энергия, 1970, т. 28, № 6.
9. *Жуков А.В., Сорокин А.П. и др.* Методические указания и рекомендации по теплогидравлическому расчету активных зон быстрых реакторов. – Обнинск: ФЭИ, 1989.

Статья поступила в редакцию 12 декабря 2007 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
с. 21 – 30.

УДК 621.039.534:621.039.526

Анализ процесса перемешивания разнотемпературных потоков теплоносителя в баке реактора БН-600

С.Л. Осипов, С.А. Розожкин, В.А. Соболев, С.Ф. Шепелев,
ФГУП “ОКБМ”, 603074, г. Нижний Новгород, Бурнаковский проезд, 15

Представлены результаты расчетного исследования процесса перемешивания разнотемпературных потоков теплоносителя в баке реактора БН-600, выполненного с использованием CFD кода FLOWVISION.

The analysis of the mixing process of different temperature coolant flows in the reactor BN-600 tank. S.L. Osipov, S.A. Rogozhkin, V.A. Sobolev, S.F. Shepelev. The results of computational analysis of the mixing process of different temperature coolant flows in the reactor BN-600 tank obtained by FLOWVISION CFD code are presented.

Из опыта эксплуатации установки БН-600 известно, что в верхней смесительной камере (ВСК) реактора и на входе в теплообменники существует температурное расслоение теплоносителя. Цель данного расчетного исследования – определение и анализ полей температур и скоростей теплоносителя в ВСК реактора, знание которых необходимо для определения температурного состояния и обоснования работоспособности незаменимых элементов конструкции реактора БН-600 при продлении срока его эксплуатации.

В наиболее напряженных условиях эксплуатации из незаменимых элементов конструкции находится подпорка, окружающая активную зону (а.з.). В процессе эксплуатации подпорка набирает наибольший флюенс нейтронов и находится в сложных температурных условиях, что существенно влияет на ее работоспособность.

Размещение центральной поворотной колонны (ЦПК) со смещением в сторону элеваторной выгородки относительно оси а.з. существенно влияет на перемешивание теплоносителя, вышедшего из центральной (горячий натрий) и периферийной (холодный натрий) частей а.з. В то же время в район элеваторной выгородки поступает холодный теплоноситель из сливного трубопровода байпасного расходомера. Смешение “холодного” и “горячего” потоков натрия может привести к образованию вихрей, что в свою очередь приводит к пульсациям температуры в потоке теплоносителя и на поверхности конструкции. Пульсации температуры могут существенно повлиять на работоспособность подпорки и опор элеваторов. Поэтому встает задача исследовать структуру потока и поле температур.

Для расчетного исследования процесса перемешивания разнотемпературных потоков те-

плоносителя в районе элеваторной выгородки и в ВСК реактора БН-600 использовался программный комплекс FLOWVISION [1], предназначенный для моделирования течений жидкости и газа, а также визуализации этих течений методами компьютерной графики.

Создание расчетной модели осуществлялось в соответствии с принципами современной CAD/CAE (computer aided design/computer aided engineering) технологии. С помощью пакета твердотельного моделирования Mechanical Desktop создавалась геометрическая 3D модель ВСК. Передача геометрической модели в программный комплекс FLOWVISION выполнена с применением файла стандарта ACIS.

Задача решается в трехмерной постановке. Для уменьшения количества расчетных элементов рассматривается 1/2 часть геометрической модели ВСК реактора. Плоскость деления служит плоскостью симметрии. Разработанная расчетная модель (рис. 1, 2) включает в себя следующие области:

- верхняя плоскость а.з.;
- объем между головками ТВС и ЦПК;
- ЦПК;
- объем между поверхностью ЦПК и трубами защиты зоны перелива;
- большая поворотная пробка;
- район элеваторной выгородки;
- выход теплоносителя из байпасного расходомера;
- выход из обечайки стержневой защиты.

В расчете использовалась равномерная начальная расчетная сетка размерностью $60 \times 60 \times 60$, что соответствует ячейке, близкой к

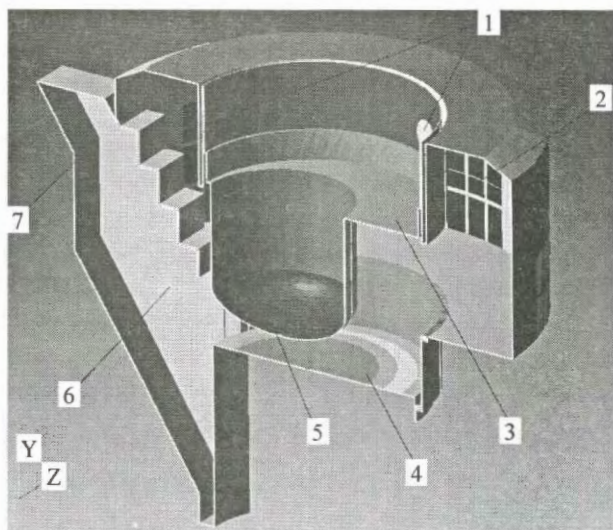
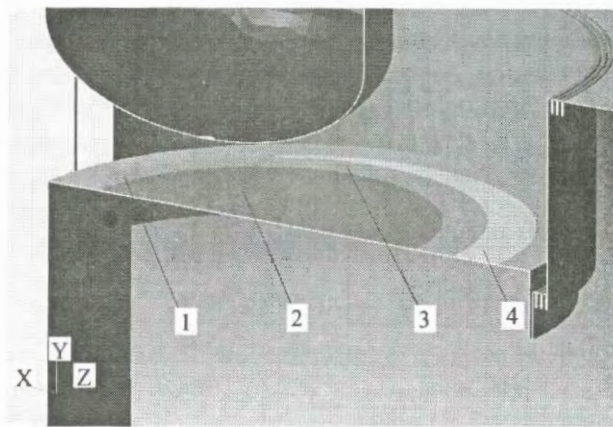
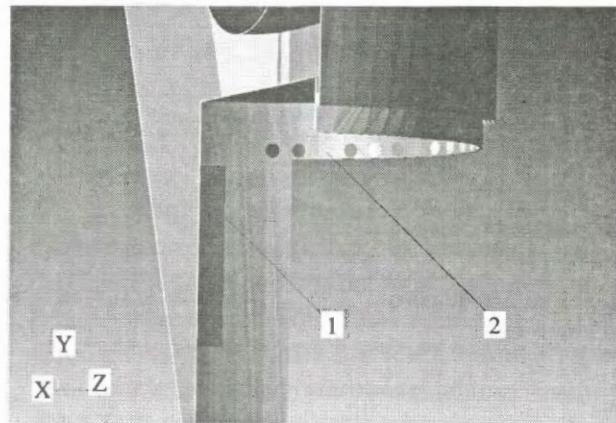


Рис. 1. Расчетная модель: 1 – отверстия в большой поворотной пробке; 2 – выход из обечайки стержневой защиты; 3 – большая поворотная пробка; 4 – а.з.; 5 – ЦПК; 6 – элеваторная выгородка; 7 – выход из байпасного расходомера



а)



б)

Рис. 2. Фрагменты расчетной модели – а) верхняя плоскость а.з.: 1 – заменяемые стальные шестигранники; 2 – ТВС а.з.; 3 – ТВС БЗВ; 4 – ТВС ВРХ; б) подпорка: 1 – вырез в подпорке; 2 – отверстия в подпорке (уровень головок ТВС)

кубической со стороной в 15 см. Для более детального моделирования характера течения сетка дополнительно измельчена (адаптирована) вблизи верхней плоскости а.з. и около стенок конструкции. Расчетная модель содержит ~190 000 расчетных ячеек.

На поверхностях расчетной модели задавались граничные условия:

- на входе – скорость с равномерным профилем, температура и начальная степень турбулизации теплоносителя;
- на выходе из обечайки стержневой защиты – условие нулевых возмущений по статическому давлению;
- в плоскости симметрии расчетной области – условие стенки с проскальзыванием;
- на стенках конструкции – условие стенки с прилипанием. Турбулентный пограничный слой характеризуется логарифмическим законом изменения касательной компоненты скорости [1].

Расчетное исследование выполнялось с применением модели, представленной на рис. 1, 2, и исходных данных, приведенных в табл. 1.

Таблица 1. Исходные данные по температурам и расходам теплоносителя

Участок	Значение	
	T, °C	G, кг/с
ТВС а.з.	554	5 610
ТВС боковой зоны воспроизводства (БЗВ)	464	810
ТВС во внутриреакторном хранилище (ВРХ)	448	200
Заменяемые стальные шести-гранники	453	4,8
Вырез в подпорке	368...453	95,5
Отверстия в подпорке (уровень головок ТВС)	453	105,5
Отверстия в большой поворотной пробке	500	97,2
Выход из байпасного расходомера	368	4,82

Для моделирования турбулентности использовалась заложенная в программный комплекс FLOWVISION двухпараметрическая модель турбулентности, основанная на рассмотрении кинетической энергии “к” турбулентных пульсаций и скорости “ε” диссипации энергии (к-ε модель турбулентности).

Результаты расчетного исследования процесса перемешивания разнотемпературных потоков теплоносителя приведены на рис. 3...6.

Векторное поле скорости (рис. 3...5) иллюстрирует течение натрия при его движении с

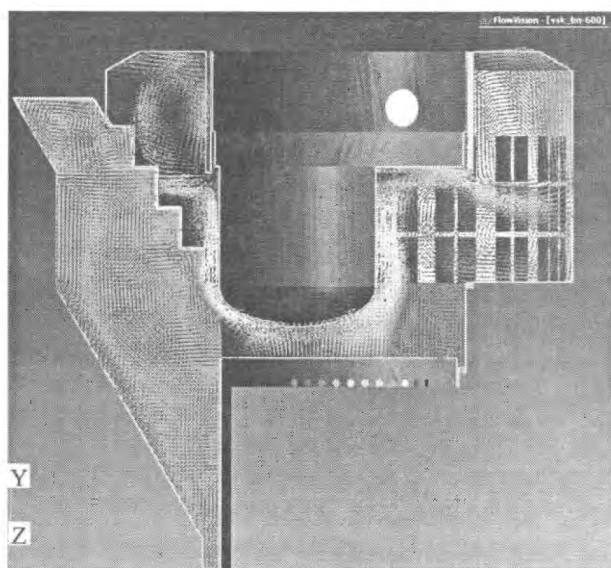


Рис. 3. Векторное поле скоростей

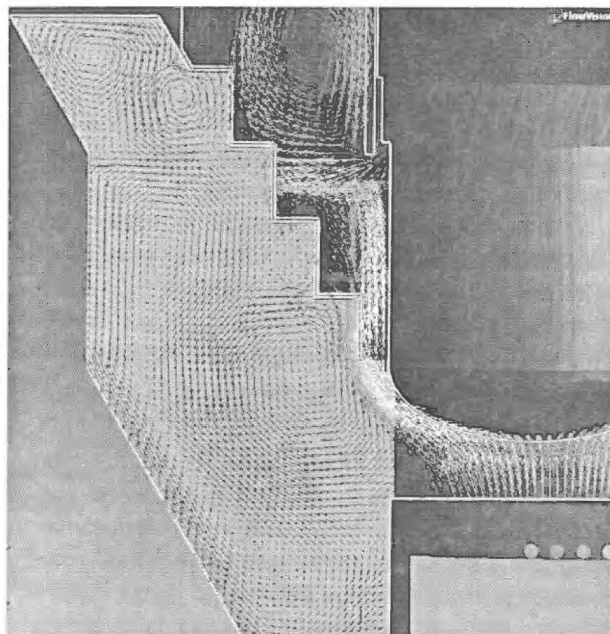


Рис. 4. Фрагмент векторного поля скоростей. Район элеваторной выгородки

верхней плоскости а.з. Как видно, основной поток сосредоточен около стенок ЦПК. При приближении к поверхности поворотной пробки направление потока меняется на горизонтальное. Значение скорости вблизи стенок порядка 3,5 м/с и уменьшается по мере удаления до значений, близких к нулю.

Температурное поле полностью определяется распределением скоростей в ВСК реактора, что наглядно иллюстрируют рис. 3 и 6. Из рис. 6 видно, что температура теплоносителя на выходе из обечайки стержней защиты изменяется в диапазоне от 532 до 543 °С.

Полученные результаты расчетного исследования процесса перемешивания разнотемпературных потоков теплоносителя показывают,

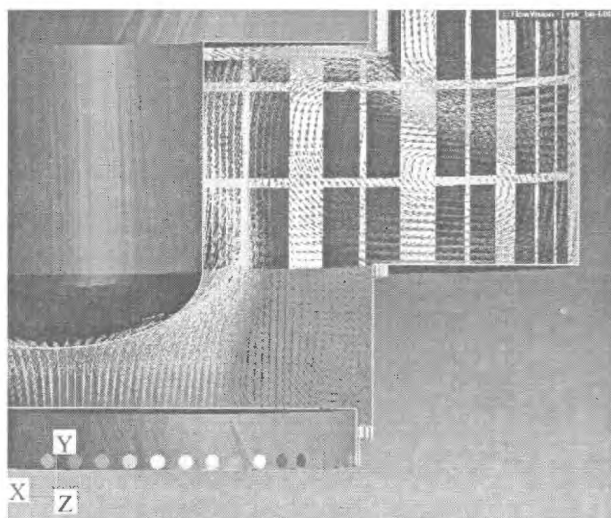


Рис. 5. Фрагмент векторного поля скоростей. Район ВСК

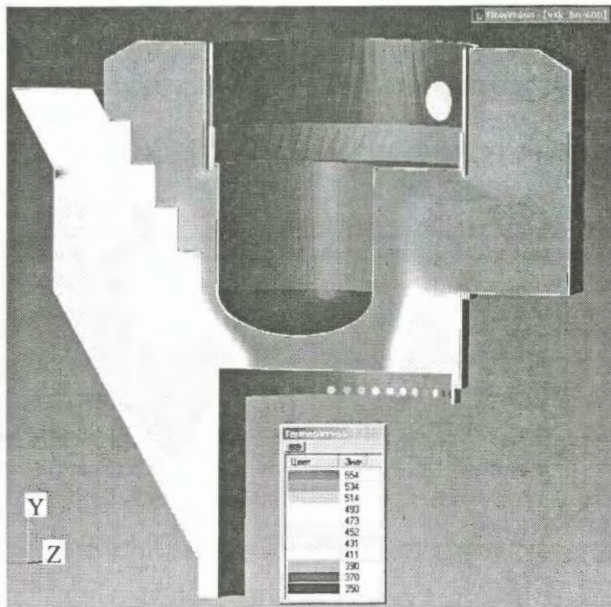


Рис. 6. Распределение температур. Общий вид

что при взаимодействии потока теплоносителя с ЦПК и большой поворотной пробкой происходит образование вихрей между нижней частью поворотной колонны и обечайками защиты. Однако это не приводит к попаданию горячего теплоносителя в район элеваторной выгородки. Холодный теплоноситель из сливного трубопровода байпасного расходомера также не оказывает влияния на температурное состояние подпорки и опор элеваторов.

На основании выполненного расчетного исследования можно сделать вывод, что температура теплоносителя в верхней части элеваторной выгородки (район подпорки и опор элеватора) главным образом определяется температурой теплоносителя, выходящего из периферийной части а.з., и равна 450 °С.

Верификация результатов проводилась путем сравнения значений температур, полученных с использованием программы FLOWVISION, с температурами, измеренными баковыми термопарами и термопарами, установлен-

ными на входе в промежуточный теплообменник (ПТО). Измерение температур на действующей реакторной установке БН-600 выполнялось сотрудниками БАЭС. Сравнение результатов расчета по программе FLOWVISION с данными, полученными на действующей реакторной установке БН-600, приведено в табл. 2.

Т а б л и ц а 2. Сравнение результатов расчета

Точка контроля	Значение температуры, °С	
	БН-600	FLOWVISION
Баковая термопара	525	532
Вход в ПТО (по высоте)	539...545	532...543

Заключение

Отличие значений температур, полученных с применением программы FLOWVISION, по сравнению со значениями, измеренными в экспериментальных исследованиях, не превышает 2%. Полученные результаты использованы при выполнении детальных расчетов температурного состояния незаменяемых элементов реактора БН-600, необходимых для обоснования их работоспособности в течение 45 лет эксплуатации энергоблока № 3 БАЭС.

Контактная информация – Рогожкин Сергей Александрович, тел.: (831)246-94-40, e-mail: birbraer@okbm.nnov.ru

Литература

1. *Свидетельство* об официальной регистрации программы для ЭВМ FLOWVISION № 990672 от 15.09.99.

Статья поступила в редакцию 26 ноября 2008 г.
 Вопросы атомной науки и техники.
 Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
 с. 30 – 33.

Моделирование динамики системы орошения парового компенсатора давления в инженерном коде ЕСКМ и верификация кода

О.Б. Клочков, А.В. Куликов, В.И. Полуничев,
ФГУП "ОКБМ", 603074, г. Нижний Новгород, Бурнаковский проезд, 15

Проведено развитие инженерного кода ЕСКМ, предназначенного для динамических расчетов ядерных энергетических установок, – добавлена модель системы орошения в парогазовом компенсаторе давления (ПГКД). Верификация модели выполнена с использованием экспериментов на теплофизическом стенде. Представлены описание модели и основные результаты верификации.

Modeling of steam pressurizer spraying system dynamics in engineering code ESKM and code verification.
O.B. Klochkov, A.V. Kulikov, V.I. Polunichev. Engineering code ESKM for dynamic calculations of nuclear power plants was improved – mathematical model of spraying system in steam-gas pressurizer was added. Verification of model was fulfilled using experiments on thermophysical test facility. Model description and main results of verification are represented.

В настоящее время в странах-членах МАГАТЭ активно разрабатываются инновационные проекты реакторных установок (РУ) малой и средней мощности. В отчете МАГАТЭ за 2004 г. [1] (анализ разработок реакторных технологий и предложения по важным направлениям развития) отмечается, что наиболее реальными для реализации в ближайшем будущем являются водоохлаждаемые реакторы (из них 5 проектов российской разработки). Среди них заметную долю составляют РУ с паровыми и парогазовыми системами компенсации давления.

Разработка перспективных проектов РУ в ОКБМ проводится по двум конструктивным направлениям в части паровых и парогазовых систем компенсации давления:

- встроенные системы, основанные на принципах пассивного теплообмена, с естественным разделением теплоносителя на водяную и парогазовую фракции (типа РУ АСТ-500 [2] и ВПБЭР-600 [3]);
- вынесенные и встроенные активные системы с душированием парового (парогазового) пространства подогретым теплоносителем (типа РУ а/л "Ленин" [4], ВБЭР-300 [5], патент на паровой компенсатор давления [6]).

В частности, в качестве одного из вариантов РУ для плавучей АЭС рассматривается интегральная установка РИТМ-200 [7...9] со встроенным компенсатором давления, имеющим систему орошения внутреннего объема струями воды для поддержания необходимых параметров среды (давления и температуры пара) и ее эффективного перемешивания.

1. Расчетный код ЕСКМ

Для моделирования динамики РУ с ПГКД в ОКБМ разработан инженерный код ЕСКМ (возможности кода и данные по его верификации докладывались на семинаре по динамике ЯЭУ в г. Димитровграде в 1993 г. [10]). В коде ЕСКМ применяется модель ПГКД, основанного на пассивных принципах работы, без системы орошения. В нем реализована детализированная (многослойная и многоэлементная) модель металлоконструкций ПГКД, описывается конденсация на металлоконструкциях внутри ПГКД и поверхности раздела фаз и др.

При верификации базовой версии кода использовались экспериментальные данные, полученные на стендах и установках с принудительной и естественной циркуляцией теплоносителя с газовой и парогазовой системами компенсации давления (теплофизические стенды ОКБМ, действующие транспортные установки типа КЛТ и др.). Объем проведенной верификации включал в себя основной набор динамических режимов РУ.

Актуальным явилось расширение области применения кода, в частности, моделирование работы системы орошения. Соответственно эта доработка расчетной методики должна быть верифицирована как на базе экспериментов на теплофизических стендах, так и с использованием результатов, полученных по трехмерным CFD-кодам.

Целями данной работы служили:

- развитие базовой версии кода ЕСКМ в части моделирования работы системы орошения – описание теплообмена душирующей воды с парогазовым пространством (т.е. конденсации и испарения пара на поверхности струй) при различных параметрах душирования;

— проведение по доработанной версии кода верификационных расчетов характерных динамических режимов.

2. Моделирование системы орошения

В доработанную версию кода ЕСКМ добавлена модель системы орошения с впрыском в парогазовое пространство струй душирующей воды, на которых в зависимости от перепада температур между водой душа и паром в ПГКД возможны конденсация или испарение. Основной задачей при этом являлось определение расходов испарения/конденсации и мощности теплообмена, которые в дальнейшем применялись в балансах массы и энергии при расчете давления и температуры парогазовой смеси в ПГКД.

При описании локального теплообмена использовались характеристики эквивалентной единичной струи, а при расчете суммарных параметров (полного расхода испарения/конденсации, передаваемой мощности и т.п.) локальные значения умножались на общее количество душевых струй (в предположении пространственной однородности парогазового объема). В рамках инженерного кода представлялось также возможным пренебречь распределенностью теплофизических параметров струи и переменностью характеристик локального теплообмена вдоль ее длины (исходя из задачи определения интегральных теплофизических характеристик ПГКД, таких как температура и давление, а также учитывая высокую степень перемешивания парогазового пространства).

Предположения об однородности и хорошем перемешивании парогазового объема в свою очередь вытекают из анализа экспериментальных результатов (описание экспериментов приведено в разделе 3). Также, учитывая относительную медленность моделируемых процессов (характерные времена теплообмена в рассматриваемых условиях составляют десятки секунд и более), при описании применялись статические соотношения для балансов массы и энергии. Схема моделирования теплообмена парогазового объема с эквивалентной струей душа показана на рис. 1.

Балансы массы и энергии для струи имеют вид

$$G_{\text{струи}}^{\text{нач}} = G_{\text{струи}}^{\text{кон}} + G_{\text{струи}}^{\text{конд/исп}}; \quad (1)$$

$$G_{\text{струи}}^{\text{нач}} i_{\text{струи}}^{\text{нач}} = G_{\text{струи}}^{\text{кон}} i_{\text{струи}}^{\text{кон}} + G_{\text{струи}}^{\text{конд/исп}} i_{\text{струи}}^{\text{кон}} + Q_{\text{тепл}}; \quad (2)$$

где $G_{\text{струи}}$, $i_{\text{струи}}$, $T_{\text{струи}}$ — соответственно расход, энтальпия и температура воды в струе, а индексы “нач” и “кон” соответствуют ее начальному (на выходе из душирующего устройства) и ко-

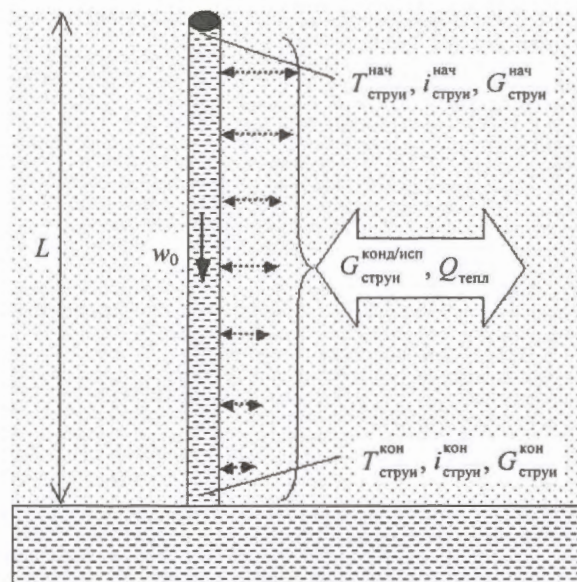


Рис. 1. Схема моделирования теплообмена со струей душа

нечному (вблизи поверхности раздела фаз) положением; $Q_{\text{тепл}}$ — мощность, идущая на подогрев/охлаждение струи.

В ходе прохождения струи через парогазовое пространство в зависимости от соотношения температур воды душа и пара в ПГКД происходят ее охлаждение (при испарении части воды с поверхности струи) или подогрев (при конденсации пара). Количественное изменение энтальпии струи преимущественно определяется теплом, передаваемым при фазовом превращении (выделяющимся при конденсации на ней пара или отбираемым от нее при испарении воды). Остальными компонентами теплообмена (за счет теплопроводности пара, излучения и др.) в модели пренебрегается. Расход конденсации пара на струе (или испарения с нее) выражается через мощность подогрева/охлаждения как

$$G_{\text{струи}}^{\text{конд/исп}} = Q_{\text{тепл}} / r, \quad (3)$$

где r — удельная теплота парообразования.

При этом для определения конечной температуры струи удобно использовать справочные полуэмпирические зависимости, предложенные рядом авторов (Кутателадзе [11], Исаченко [12] и др.) для процессов испарения или конденсации пара на струях собственной жидкости при различных параметрах душирования (радиуса струи, ее длины, скорости истечения и температуры), т.е.

$$\ln \frac{T'' - T_{\text{струи}}^{\text{нач}}}{T'' - T_{\text{струи}}^{\text{кон}}} = C_1 + C_2 f(L);$$

$$T_{\text{струи}}^{\text{кон}} = T'' - \frac{(T'' - T_{\text{струи}}^{\text{нач}})}{\exp \{C_1 + C_2 f(L)\}}. \quad (4)$$

Для вертикальной струи круглого сечения

$$f(L) = \frac{aL}{w_0 R_0^2} + \frac{2\varepsilon w_0^2}{5\varphi^{5/2} g R_0} \left[\left(1 + \frac{2\varphi^2 g L}{w_0^2} \right)^{5/4} - 1 \right], \quad C_1 =$$

$= 0,368, C_2 = 5,78$. Здесь L – длина струи, м; R_0 – радиус отверстия, м; w_0 – скорость истечения из отверстия, м/с; a – коэффициент температуропроводности, м²/с; φ – коэффициент сужения струи (0,8...0,9); ε – константа турбулентного обмена ($5 \cdot 10^{-4}$).

По конечной температуре $T_{\text{струи}}^{\text{кон}}$ струи и теплофизическим свойствам воды вычислялась соответствующая конечная энтальпия $i_{\text{струи}}^{\text{кон}}$ струи. Из соотношения (2) с учетом (1)...(3) получим локальный (с одной эквивалентной струей) расход испарения или конденсации

$$G_{\text{струи}}^{\text{конд/исп}} = G_{\text{струи}}^{\text{нач}} (t_{\text{струи}}^{\text{нач}} - t_{\text{струи}}^{\text{кон}}) / r, \quad (5)$$

а из (5) полный (со всех струй) расход испарения или конденсации

$$G_{\text{полн}}^{\text{конд/исп}} = G_{\text{струи}}^{\text{конд/исп}} N_{\text{отв}}, \quad (6)$$

где $N_{\text{отв}}$ – общее количество отверстий душа.

3. Описание экспериментов

Верификация доработанной модели производилась на базе экспериментальных данных испытаний парогазовой системы компенсации давления с принудительным душированием ПГКД струями воды с регулируемой температурой, проведенных на крупномасштабном теплофизическом стенде в ОКБМ. Одновременно для целей дополнительной верификации расчетного кода использованы и другие эксперименты, проведенные на стенде без участия системы орошения.

Экспериментальный стенд представлял собой модель ПГКД, т.е. сосуд высокого давления, частично заполненный горячей водой и имеющий парогазовое пространство в верхней своей части. В нижней части модели размещались внутренние электронагреватели, предназначенные для подогрева воды внутри ПГКД до требуемой температуры (в экспериментах без участия системы орошения они применялись также для компенсации тепловых потерь от ПГКД). В парогазовом пространстве размещалось душирующее устройство, подача воды в которое осуществлялась электронасосом, а ее подогрев – внешними электронагревателями.

Система измерений стенда включала в себя датчики давления, температуры парогазовой смеси и воды, а также уровня воды в ПГКД.

Тем самым экспериментами охвачены основные интегральные теплофизические параметры, определяющие состояние РУ как в статике, так и в динамике, а также непосредственно используемые в управлении и защите.

В части параметров, характеризующих работу собственно системы орошения, в экспериментах фиксировались расход и температура душирующей воды, а также мощность электронагревателей, обеспечивающих ее подогрев и компенсацию тепловых потерь от ПГКД.

Испытания проводились как в статических, так и динамических режимах, в широком диапазоне параметров, характерных для ПГКД при эксплуатации РУ. При этом охвачен основной набор типичных динамических режимов работы ПГКД – сжатие и расширение как при работе системы орошения, так и без ее участия.

4. Верификация при работающей системе орошения

Серия экспериментов, проведенная с работающей системой орошения, соответствовала имитации активного варианта системы компенсации давления по типу использованной в проекте РУ РИТМ-200 и др.

Для верификации расчетной модели на этих экспериментальных данных применялись динамические режимы увеличения уровня при различных исходных значениях температуры воды в ПГКД и изменении температуры душа в динамике. Изменение уровня в ПГКД и температуры душирующей воды в расчетах задавалось в соответствии с экспериментальными данными. Сопоставление расчета и эксперимента проводилось по давлению и температуре парогазовой смеси. Пример такого сопоставления приведен на рис. 2.

Проведенные расчеты показали повторение всех основных качественных и количественных особенностей экспериментальных кривых, а именно:

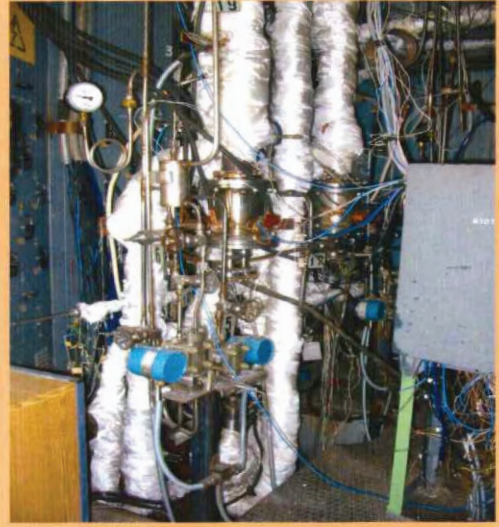
- монотонный рост давления и температуры пара при уменьшении объема ПГКД;
- замедление роста этих параметров по мере охлаждения душирующей воды, а при уменьшении ее температуры ниже температуры пара в ПГКД – начало их снижения вследствие начавшейся конденсации пара на холодных струях душа;
- более резкое снижение давления при прекращении сжатия парогазового объема при продолжающейся интенсивной конденсации на струях;

Рисунки к статье А.Д. Ефанова и др.

"Исследования межканальной неустойчивости при кипении жидкого металла в модели с системой параллельных ТВС при малых скоростях циркуляции"



а)



б)

Рис. 1. Фрагменты верхней (а) и нижней (б) частей установки для исследования кипения жидкого металла в системе параллельных ТВС

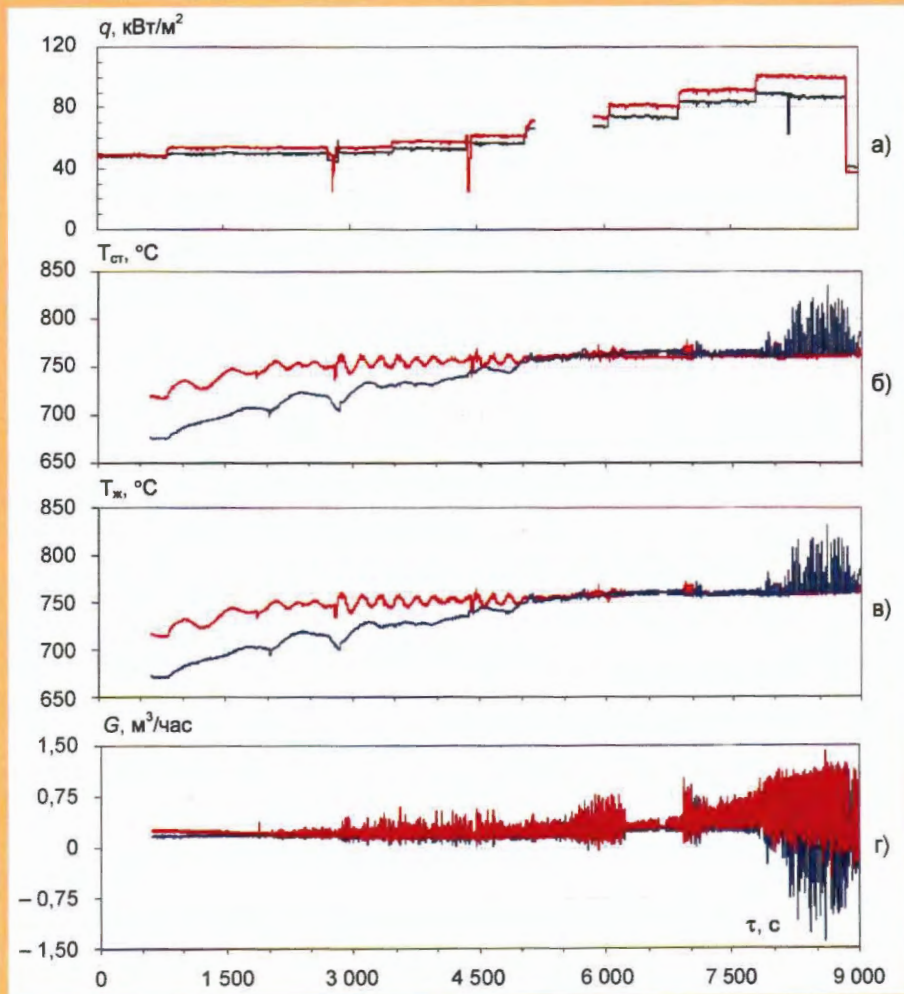


Рис. 4. Изменение плотности теплового потока (а), температуры поверхности имитатора в V сечении ТВС (б), температуры теплоносителя в V сечении ТВС (в), расхода теплоносителя на входе в ТВС (г) в течение эксперимента в системе параллельных модельных ТВС: — — левая ТВС, — — правая ТВС

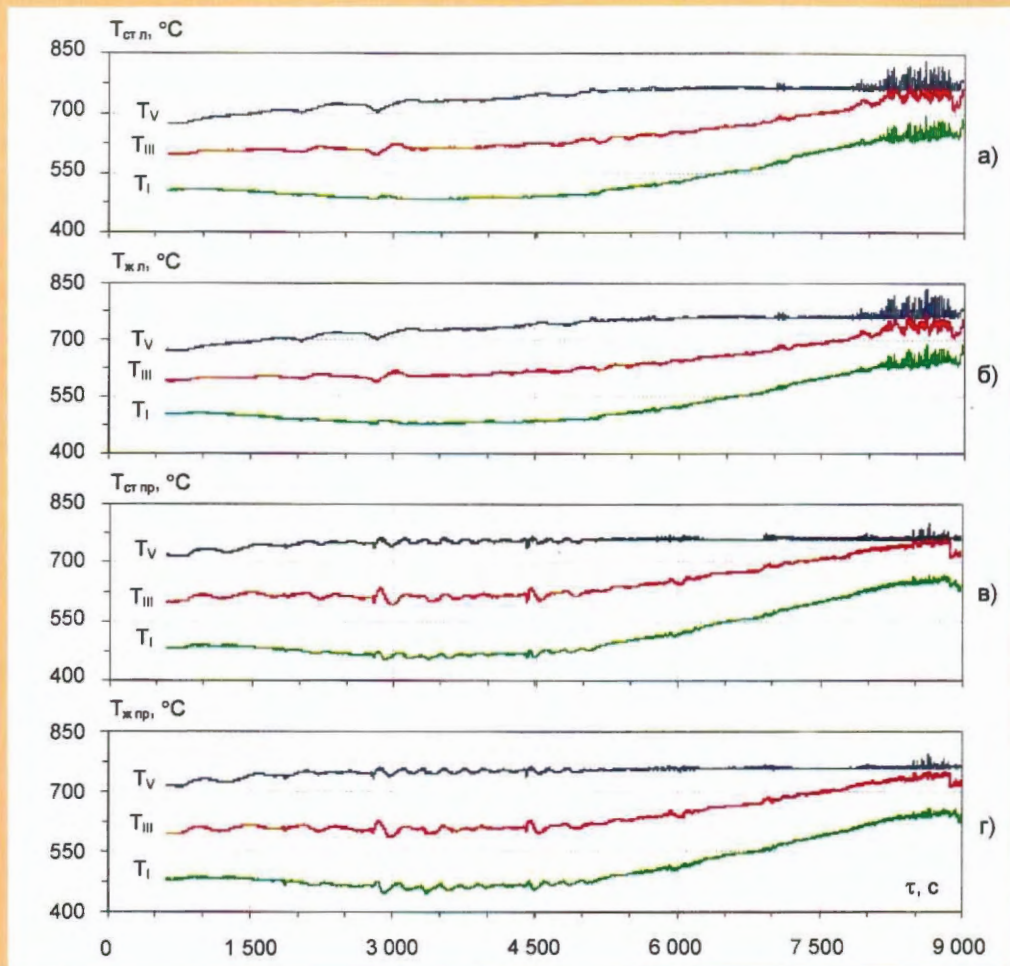


Рис. 5. Изменение в течение эксперимента температуры поверхности имитаторов твэлов (а, в) и теплоносителя (б, г) в различных сечениях по длине участка энерговыделения для левой (а, б) и правой (в, г) модельных ТВС

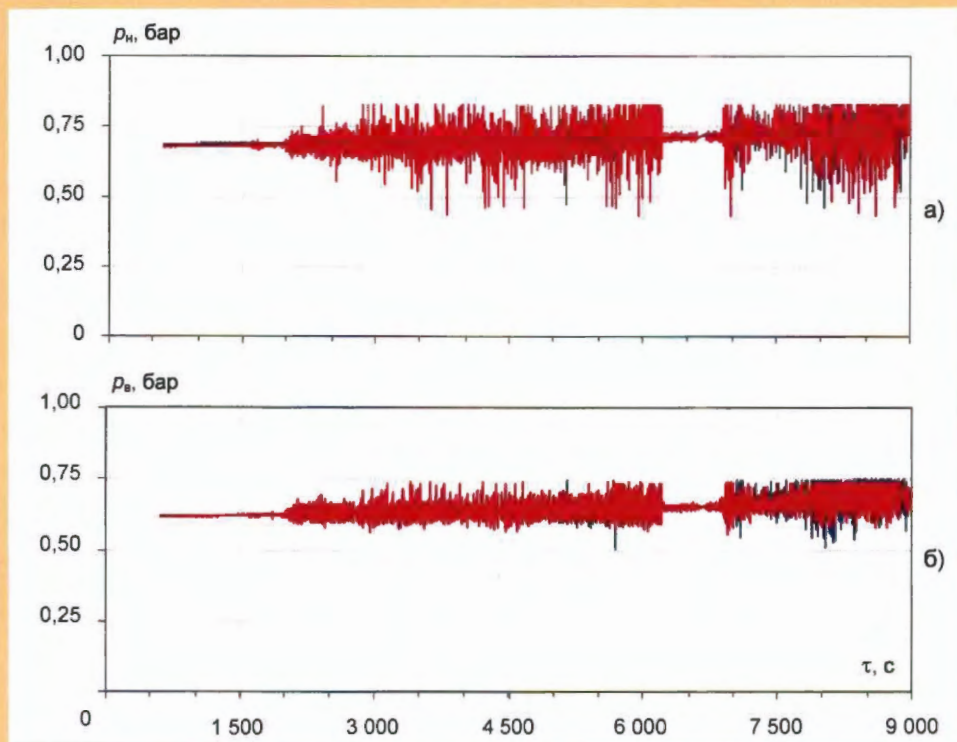


Рис. 6. Изменение в течение эксперимента давления на входе (а) и выходе (б) из левой (—) и правой (—) ТВС

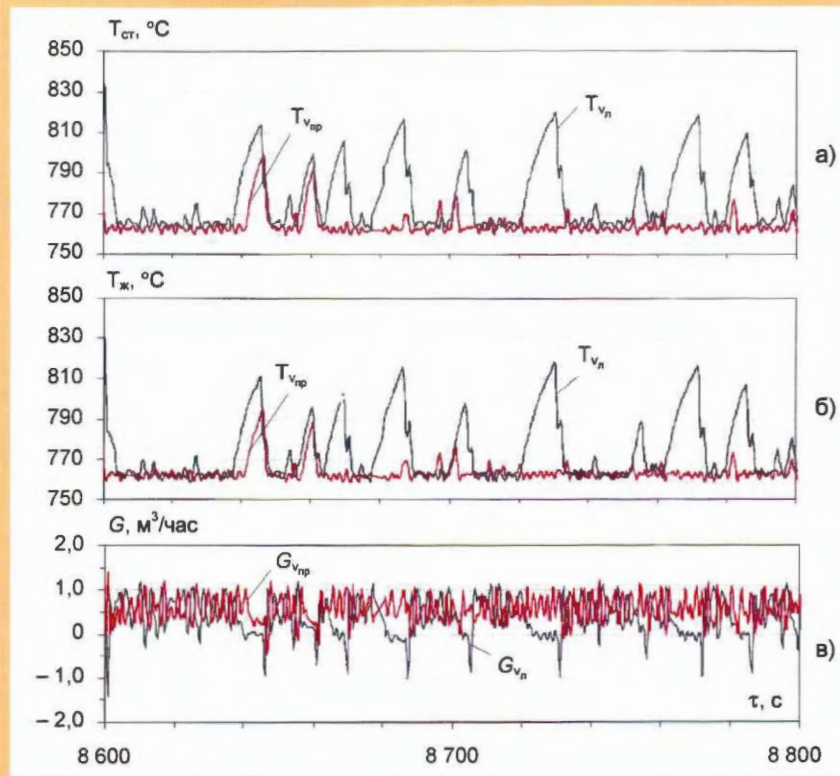


Рис. 7. Фрагмент изменения во времени температур поверхности твэлов (а) и теплоносителя (б) в сечении V по длине участка энерговыделения, расхода теплоносителя на входе в левую и правую модельные ТВС (в)

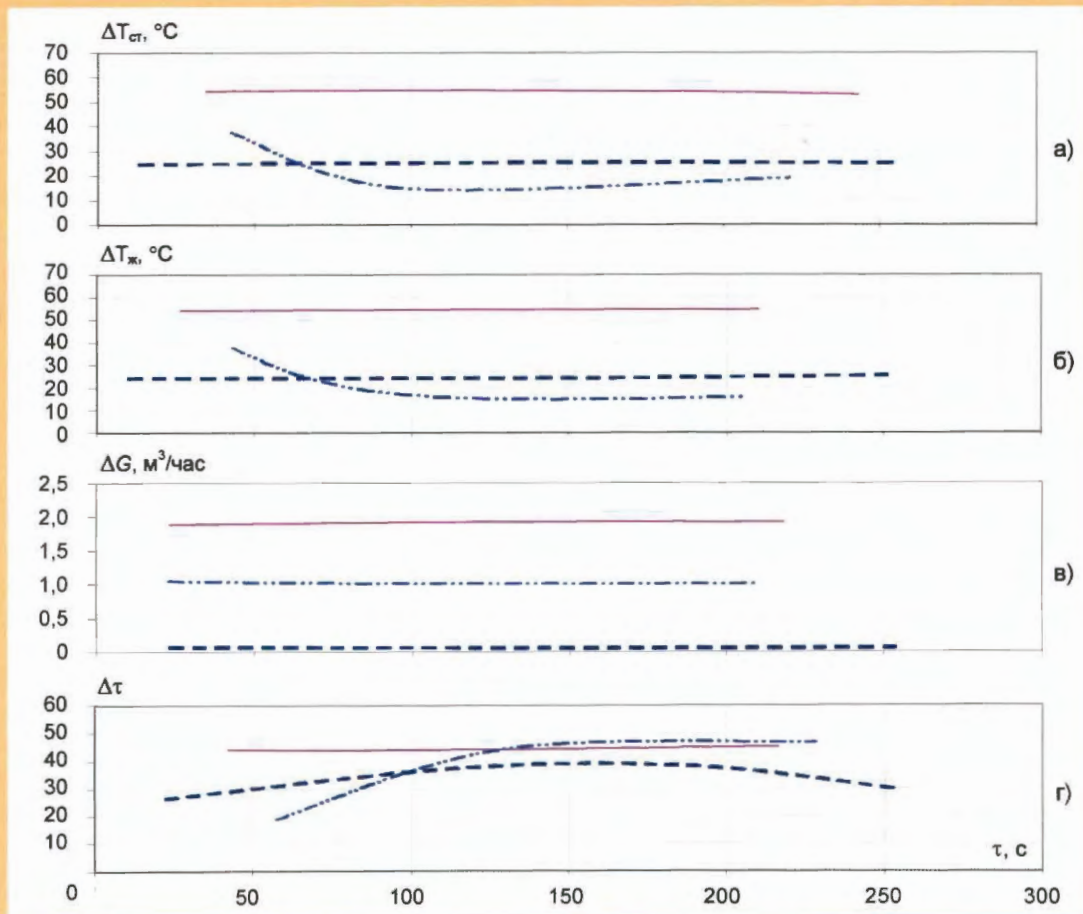


Рис. 8. Амплитуды колебаний температур стенки (а), теплоносителя (б), расхода теплоносителя (в) и период колебаний температуры стенки (г): одиночная правая ТВС (---); параллельные левая (—) и правая (- · -) ТВС при энерговыделении $q_n = 0,9q_{пр}$

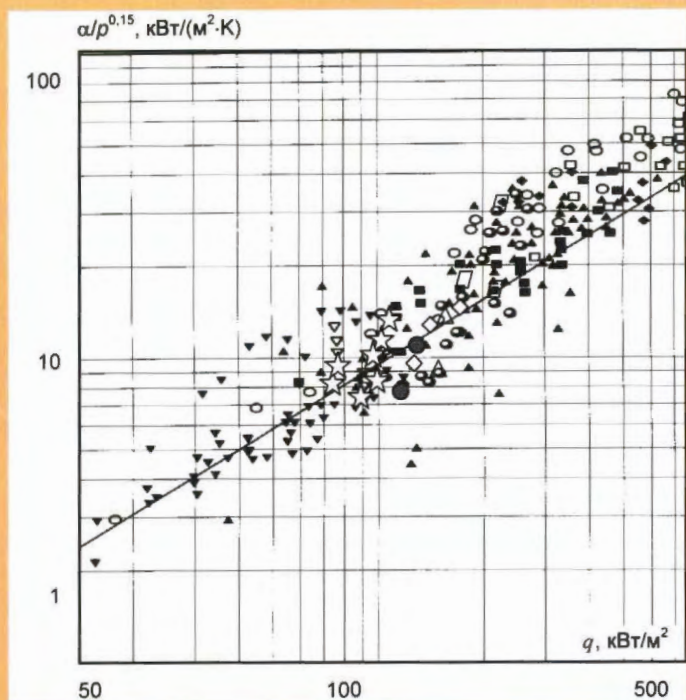


Рис. 9. Сравнение экспериментальных данных по теплоотдаче при кипении при течении жидких металлов в трубах и ТВС: — расчет по формуле (1) [13, 14]; экспериментальные данные – калий: ∇ – большой объем [9], \circ – труба $D = 10$ мм (теплообменник) [9, 10], \blacktriangle – труба $D = 6$ мм (электрический обогрев) [11], \blacksquare – труба $D = 10$ мм (электрический обогрев) [9,10], ∇ – труба $D = 22$ мм (электрический обогрев) [12], \blacklozenge – труба $D = 8,3$ мм (электрический обогрев) [12], \square – труба $D = 4$ мм (электрический обогрев) [7]; Na-K эвтектический сплав (ФЭИ): \circ – семистержневая сборка $l = 420$ мм [4]; семистержневая сборка $l = 840$ мм: \odot – отдельная (правая) сборка, \triangle – параллельные сборки с одинаковой мощностью, \square – параллельные сборки с одинаковой мощностью с 4-мя в левой и 7-ю в правой сборках обогреваемыми элементами, \blacklozenge – параллельные ТВС при энерговыделении $q_{пр} = 0,8q_n$, \star – параллельные ТВС при энерговыделении $q_n = 0,9 q_{пр}$

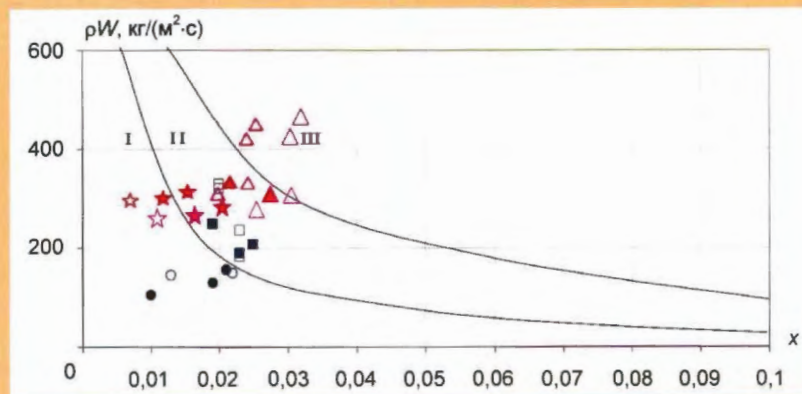


Рис. 10. Экспериментальные данные по режимам течения двухфазного потока жидкого металла в ТВС (I – пузырьковый, II – снарядный, III – дисперсно-кольцевой режимы): параллельные ТВС при энерговыделении $q_n = 0,9 q_{пр}$: \bullet – пузырьковый режим (левая сборка); \circ – пузырьковый режим (правая сборка); \blacksquare – снарядный режим (левая сборка); \square – снарядный режим (правая сборка); параллельные ТВС при энерговыделении $q_{пр} = 0,8q_n$: \star – пузырьковый режим (левая сборка); \star – пузырьковый режим (правая сборка); \blacktriangle – снарядный режим (левая сборка); \triangle – снарядный режим (правая сборка)

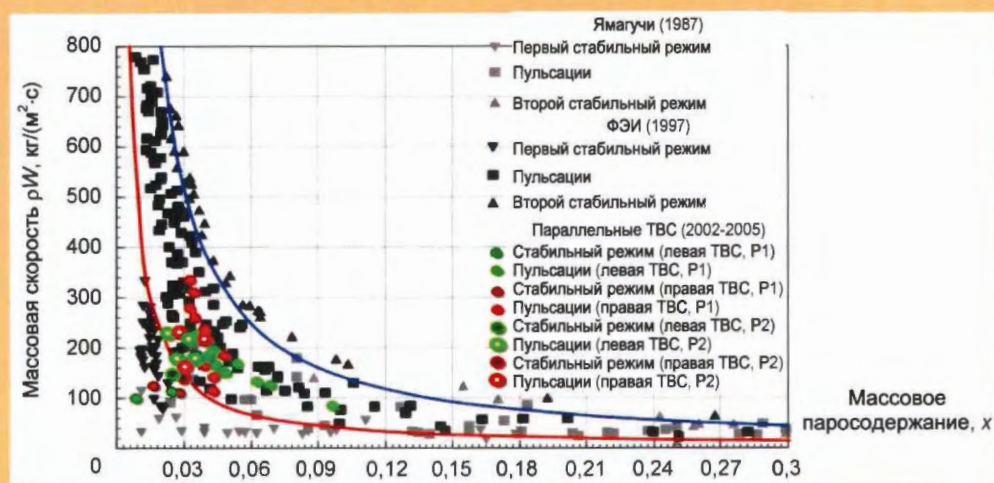


Рис. 11. Сравнение экспериментальных данных, полученных в ФЭИ по режимам течения двухфазного потока натрий-калиевого эвтектического сплава в системе параллельных ТВС, с результатами экспериментальных исследований ФЭИ [4] при течении натрий-калиевого эвтектического сплава и ПНС [1] при течении натрия в одиночных ТВС в контурах с естественной циркуляцией

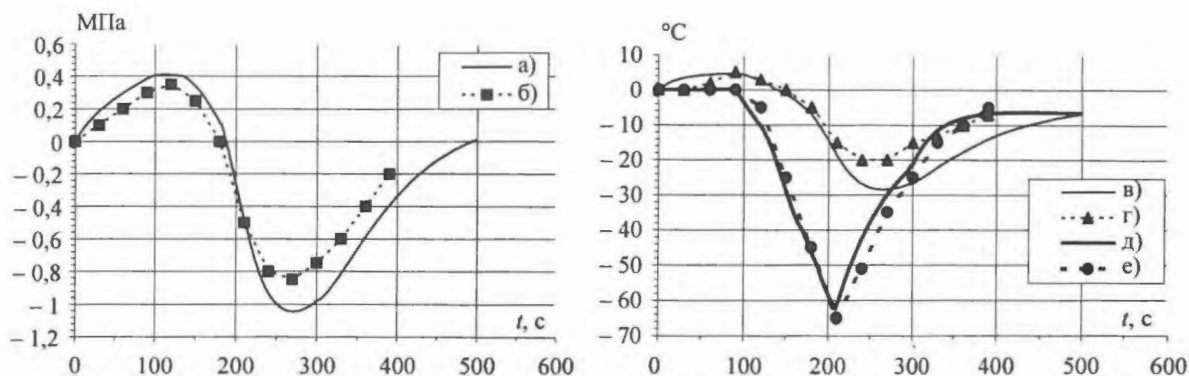


Рис. 2. Сопоставление расчета и эксперимента. Режим сжатия ПГКД при работе системы орошения. Отклонения параметров: давление в ПГКД (а) расчетное, б) экспериментальное), температура пара в ПГКД (в) расчетная, г) экспериментальная), температура душирующей воды (д) расчетная, е) экспериментальная)

– замедление темпов снижения давления и температуры пара и последующая их стабилизация по мере выравнивания температур душирующей воды и пара в ПГКД.

Это свидетельствует об адекватности моделирования вышеуказанных физических явлений. В целом по результатам сопоставления сделан вывод о том, что в динамических режимах сжатия ПГКД в условиях работы системы орошения имеет место удовлетворительное совпадение расчета с экспериментом с некоторым консерватизмом расчетной методики (до 0,2 МПа по отклонениям давления, до 8 °С по отклонениям температуры пара).

5. Верификация без участия системы орошения

Серия экспериментов, проведенная без участия системы орошения, соответствовала имитации пассивного варианта системы компенсации давления по типу использованной в проектах РУ АСТ-500, ВПБЭР-600 и др.

Для верификации расчетной модели на этих экспериментальных данных применены динамические режимы увеличения и снижения

уровня в модели ПГКД при различных исходных значениях температуры и уровня воды. При этом в расчетах моделировалась работа электронагревателей (путем задания внутренних тепловыделений в расчетной модели), компенсирующих тепловые потери за счет теплоотдачи от водяной части ПГКД и конденсации пара из парогазового объема на корпусе и крышке модели ПГКД. Изменение уровня в ПГКД в расчетах задавалось в соответствии с экспериментальными данными, а сопоставление проводилось по давлению и температуре парогазовой смеси в ПГКД, а также по температуре воды вблизи поверхности раздела фаз (в пассивной системе компенсации давления она определяет давление в ПГКД).

Пример сопоставления расчета и эксперимента приведен на рис. 3. Результаты сопоставления показали, что в расчете повторяются все основные особенности экспериментальных режимов: рост давления и температуры пара при уменьшении объема ПГКД и снижение этих параметров при прекращении сжатия и/или при расширении этого объема (за счет конденсации на зеркале теплоносителя, крышке и корпусе ПГКД). Количественное совпадение расчета с

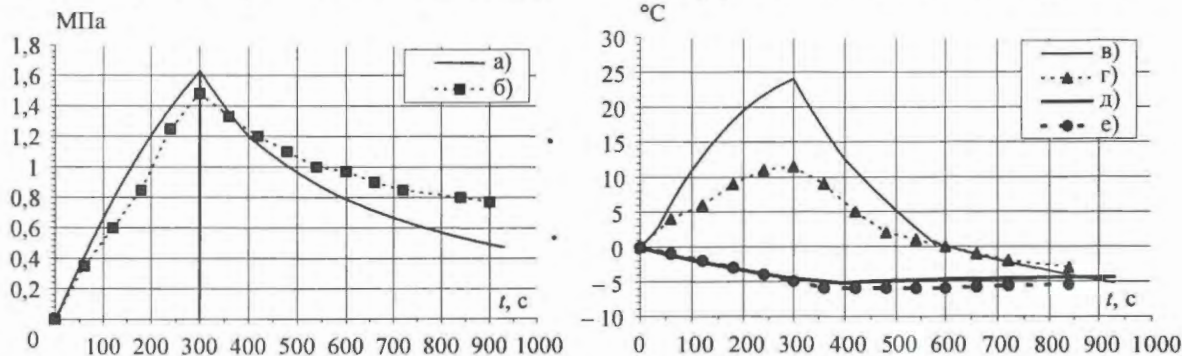


Рис. 3. Сопоставление расчета и эксперимента. Режим сжатия ПГКД без участия системы орошения. Отклонения параметров: давление в ПГКД (а) расчетное, б) экспериментальное), температура пара в ПГКД (в) расчетная, г) экспериментальная), температура воды в ПГКД (д) расчетная, е) экспериментальная)

экспериментом удовлетворительное, однако консерватизм расчетной методики несколько выше, чем в аналогичных режимах с участием системы орошения (до 0,3 МПа по отклонениям давления, до 12 °С по отклонениям температуры пара), что может быть связано с “чувствительностью” расчетной методики к корректности и полноте описания тепловых потерь от парогазовой части ПГКД.

Заключение

Расширена область применения инженерного кода ЕСКМ в части моделирования встроенных активных систем компенсации давления. По результатам верификационных расчетов сделан вывод о том, что реализованная в коде модель системы орошения ПГКД дает удовлетворительное совпадение расчета с экспериментом.

Подтверждена корректность, с некоторым консерватизмом расчетов, моделирования ПГКД без участия системы орошения. Признано целесообразным дальнейшее совершенствование расчетной методики ЕСКМ в части уточнения замыкающих соотношений естественно-го тепломассообмена в ПГКД и описания неоднородности парогазовой смеси (эти факторы являются наиболее значимыми при моделировании пассивных систем компенсации давления).

В настоящее время проводится дальнейшее совершенствование кода в части описания пространственного представления парогазовой среды и металлоконструкций ПГКД, а также учета влияния изменения пространственной ориентации установки на процессы в ПГКД с учетом специфики работы судовых РУ и плавучих АЭС.

Контактная информация – Куликов Алексей Валерьевич, тел.: (831)246-96-55, e-mail: ezekov@okbm.nnov.ru

Список литературы

1. *IAEA-TECDOC-1451*. Innovative Small and Medium Sized Reactors: Design Features, Safety Approaches and R&D Trends. Final report of a technical meeting held in Vienna, 7-11 June 2004. IAEA, Vienna, 2005.

2. *Samoilov O.B., Kurachenkov A.V.* Nuclear district heating plants AST-500. Present status and prospects for future in Russia // Nucl. Eng. and Design, 1997, vol. 173, n. 1-3, pp. 109 – 117.

3. *Kuul' V.S., Samoilov O.B., Fal'kov A.A.* VPER-600 Integral reactor thermohydraulic study during LOCAs. NURETH-5 / Proc. Int. Top. Meet on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Salt Lake City, Utah, USA, September 21-24, 1992.

4. *Романов Д.Ф., Лебедев М.А., Саваренский С.С., Шаманов Н.П.* Судовые ядерные паропроизводящие установки. – Л.: Судостроение, 1967.

5. *Кирюшин А.И., Горюнов Е.В., Залугин В.И. и др.* Плавучая двухблочная атомная станция ПАЭС-600 с реакторными установками ВБЭР-300. Труды междунаучно-практ. конф. “Малая энергетика-2002”, Москва, 2003, с. 124 – 141.

6. *Тарасов Г.И., Самойлов О.Б., Бабин В.А. и др.* Паровой компенсатор давления. Патент РФ № 2254626, 2006.

7. *Кирюшин А.И., Горюнов Е.В., Полуничев В.И., Шаманин И.Е.* Плавучий атомный энергоопреснительный комплекс на базе ПЭБ с реакторами блочного и интегрального типа. Труды междунаучно-практ. конф. “Малая энергетика-2002”, Москва, 2003, с. 117 – 123.

8. *Авербах Б.А., Горюнов Е.В., Гуреева Л.В. и др.* Концептуальный проект плавучего атомного энергоопреснительного комплекса на базе ПЭБ с реакторами блочного и интегрального типа. Труды междунаучно-практ. семинара “Мир воды-2003”, Москва, 2003, с. 83 – 93.

9. *Панов Ю.К., Полуничев В.И., Шаманин И.Е.* Плавучие энергоисточники на базе ядерных реакторных установок. Доклады IV междунаучно-практ. конф. “Инвестиционный потенциал Республики Саха (Якутия) – Восточный вектор развития России”, 27 – 29 июня 2006 г., г. Якутск, с. 38 – 45.

10. *Клочков О.Б., Кресов Д.Г., Куликов А.В., Пряхин А.Р.* О верификации программ ЕСКМ и ЕСРРР, предназначенных для расчета динамики ЯППУ типа КЛТ. Семинар по динамике ЯЭУ “Экспериментальное обоснование безопасности ЯЭУ и верификация расчетных кодов: экспериментальная база, системы измерения, основные результаты”, г. Дмитровград, 31 мая – 4 июня 1993 г.

11. *Кутателадзе С.С.* Теплопередача и гидродинамическое сопротивление. Справ. пособие. – М.: Энергоатомиздат, 1990.

12. *Исаченко В.П., Осипов В.А., Сукомел А.С.* Теплопередача. – М.: Энергоиздат, 1981.

Статья поступила в редакцию 19 ноября 2007 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
с. 34 – 42.

Тенденции гидродинамического совершенствования проточных частей коллекторных систем теплообменных аппаратов реакторов ЯЭУ

В.Н. Дельнов, И.М. Сазонов,

ФГУП "ГНЦ РФ-ФЭИ", 249033, г. Обнинск Калужской обл., пл. Бондаренко, 1

Исследование выполнено с использованием информации по изобретениям РФ и СССР. Рассмотрены технические решения, относящиеся к раздающим коллекторным системам с центральным подводом и боковым отводом потока, обратным пространственным поворотам, коллекторным системам с центральным подводом потока на трубную доску, напорным камерам с боковым подводом и центральным отводом потока, кольцевому коллектору. Исследование тенденций относится к периоду времени с 1965 по 2007 гг.

The tendencies of hydrodynamical perfection of flowing parts header systems of reactors heat exchangers. V.N. Del'nov, I.M. Sazonov. The research is fulfilled using the information about inventions made in RF and USSR. Engineering solutions concerning dispensing header systems with central feed and side removal of flow, spatial turn, header systems with central feed to a tubular plate, the header with side supply and central removal of flow and ring header are analyzed. The research covers a period from 1965 to 2007.

Раздающая коллекторная система (РКС) служит одним из основных элементов проточной части теплообменных аппаратов, имеет сложную конструкцию и для нее характерна сложная гидродинамика.

В теплообменных аппаратах ЯЭУ широко применяются коллекторные системы с центральным подводом и боковым отводом потока, трубки Фильда и коллекторные системы с центральным торцевым подводом потока на трубную доску, а в проточных частях реакторов ЯЭУ – напорная камера с боковым подводом и центральным отводом потока и кольцевой коллектор с боковым подводящим патрубком.

На гидродинамику проточной части коллекторных систем влияют взаимное расположение элементов конструкции проточной части, конструкции входных участков, трубной доски и опорной решетки (их перфорация, положение и конфигурация отверстий), соотношение размеров напорной камеры и коллектора, профиль корпуса и днища, а также наличие дополнительных конструктивных элементов в коллекторе (вставка, обтекатель, распределитель и т.п.) и ряд других конструктивных факторов.

1. РКС с центральным подводом и боковым отводом потока

Такая РКС образована трубной доской под пучок теплообменных труб, центральной трубой для подвода теплоносителя и корпусом с днищем. Конструкции РКС, обеспечивающие переменные по периметру трубного пучка величину и положение максимального расхода, рассмотрены в изобретениях [1...3]. В указанных устройствах решение задачи достигнуто за счет изменения места и площади встречи струи

с трубной доской, уменьшения средней скорости струи, возникающей при расширении движущейся струи в спутном потоке.

В РКС с малой относительной высотой коллектора согласно [1] на днище коллектора установлен распределитель в виде перфорированного конуса, закрепленного под патрубком, обращенного к нему большим основанием и имеющего отверстия в боковой стенке, выполненные с шагом и диаметром, переменными по периметру последнего. Требуемое распределение расхода в трубном пучке достигается за счет изменения по периметру распределителя доли теплоносителя, выходящего из него через отверстия в боковой стенке.

В изобретении [2] коллектор снабжен кольцевой вставкой, контактирующей наружной поверхностью с цилиндрической внутренней поверхностью крышки и имеющей переменную по периметру толщину. Требуемое распределение расхода в трубном пучке достигается за счет изменения по периметру корпуса толщины падающей на трубную доску струи.

Для увеличения массовых расходов в теплообменных трубах, расположенных у центральной трубы, согласно изобретению [3] в РКС центральный патрубок выведен в коллектор из трубной решетки, зазор между патрубком и крышкой выполнен переменным по ее периметру, концы труб выдвинуты из трубной решетки, срезы труб ориентированы в сторону центральной трубы, вылет концов труб выполнен переменным по периметру трубной доски и возрастающим по ее радиусу. Выдвинутые из трубной доски концы теплообменных труб проходят через вихревые зоны, возникающие под трубной доской при резком повороте потока, и в них попадает поток, непосредственно движущийся в струе вдоль днища.

2. Обратный пространственный поворот (трубка Фильда)

В теплообменных аппаратах широко используются теплообменные элементы, содержащие две соосно установленные трубки, наружная из которых заглушена на конце. Указанные теплообменные элементы также известны под названием трубки Фильда.

В изобретении [4] для повышения эффективности теплообмена и надежности работы трубки внутренняя труба перфорирована по длине и снабжена на выходном конце дроссельной шайбой, а отверстия перфорации направлены тангенциально. Для повышения тепловой эффективности трубки Фильда в изобретении [5] стенка внутренней трубы выполнена с проницаемостью, уменьшающейся в направлении заглушенного торца наружной трубы.

С целью повышения выходного паросодержания в трубке Фильда согласно изобретению [6] внутренняя поверхность крышки образована вращением дуги окружности относительно оси трубы, наружная поверхность внутренней трубы выполнена конической с выбранным углом конусности, а сама труба – переменной толщины, уменьшающейся в направлении к выходному срезу, обращенному к крышке.

Для обеспечения надежной работы без внесения дополнительного гидродинамического возмущения потока в соответствии с изобретением [7] в трубке Фильда компенсатор температурных удлинений с дистанционирующими элементами выполнен в виде примыкающего к внутренней стенке наружной трубы подвижного днища с отверстием для прохода рабочей среды, имеющего вогнутую поверхность со стороны внутренней трубы и установленного с зазором относительно крышки и торцов этой трубы. Дистанционирующие элементы закреплены одним концом к внутренней трубе, а вторым концом к подвижному днищу. В частных случаях исполнения трубки Фильда, во-первых, на внутренней стенке наружной трубы размещена с возможностью осевого перемещения цилиндрическая обечайка, а днище закреплено на торце упомянутой обечайки; во-вторых, в зазоре между днищем и крышкой расположен упругий элемент, ориентированный вдоль оси труб.

Технические решения по интенсификации теплообмена в трубке Фильда предложены в изобретениях [8...12]. В изобретении [8] внутренняя труба трубки Фильда имеет участок с перфорациями, расположенный в зоне свободного торца трубы, длина которого определена с

учетом длины внутренней трубы. Согласно изобретению [9] в кольцевом зазоре трубки Фильда выполнены спиральные канавки со взаимно противоположным направлением закрутки, углы подъема которых определены и различны для разных труб.

В трубке Фильда по изобретению [10] в кольцевом зазоре размещены с равными промежутками секции с шаровыми элементами, внутренняя труба выполнена с полусферическими лунками под шаровые элементы, расположенными по винтовой линии, и с выемками, размещенными в промежутках между секциями и также имеющими форму полусферических лунок, расположенных по винтовой линии с углом подъема, равным углу подъема лунок под элементы.

Кольцевой канал трубки Фильда согласно изобретению [11] разделен на чередующиеся секции с размещенными в них рядами шаровых турбулизаторов, расположенных по винтовой линии с заданным углом подъема и имеющих сквозные отверстия, через которые пропущена проволочная пружинная спираль. Высота участков с турбулизаторами и без них установлена с учетом диаметра турбулизаторов.

В изобретении [12] на боковых поверхностях внутренней и наружной труб образованы полусферические лунки. Лунки на различных трубах смещены определенным образом относительно друг друга, а в центре лунок внутренней трубы выполнены сквозные отверстия.

3. Коллекторные системы с центральным подводом потока на трубную доску

Характерным элементом проточной части теплообменных аппаратов является коллекторная система с центральным подводом потока на трубную доску, в которой закреплены концы теплообменных труб. Для таких теплообменных аппаратов характерно неравномерное распределение расходов рабочей среды по теплообменным трубам. Для исключения указанного ранее недостатка в изобретениях [13...15] в коллекторной системе с центральным подводом потока на трубную доску на входе в коллектор размещают распределители различных типов.

В изобретении [13] в коллекторной системе на выходе из подводящего патрубка установлен распределитель в виде двух концентрично размещенных перфорированных трубок с перфорированными днищами, у которых размеры отверстий увеличиваются в направлении от оси трубок к периферии. Днище наружной трубки имеет полусферическую форму, а внутренней – форму конуса с вершиной, обращенной навстречу потоку жидкости.

Согласно изобретению [14] в коллекторной системе на выходе из подводящего патрубка установлен распределитель в виде конусной ленточной спирали, закрепленной меньшим основанием в патрубке и ориентированной своей боковой поверхностью под углом к потоку теплоносителя.

В коллекторной системе, рассмотренной в изобретении [15], на входе в коллектор установлен распределитель, выполненный в виде соосных коноидов, входные и выходные сечения которых имеют диаметры, увеличивающиеся по мере их приближения к трубной доске.

С целью обеспечения необходимого распределения скорости по теплообменным трубкам коллекторной системы в изобретениях [16...21] предложено в коллекторе на входе в трубную доску разместить различные типы решеток и вставок. В изобретении [16] в коллекторной системе на входе в трубную доску установлена пластина с прорезями в виде капиллярных каналов клиновидной формы с сечением, постепенно уменьшающимся от периферии к центру. Оси прорезей совпадают с осями отверстий решетки.

В коллекторе, рассмотренном в изобретении [17], на входе в трубную доску установлена распределительная перегородка с отверстиями, расположенными соосно с теплообменными трубками и выполненными концентрично подводящему патрубку с увеличивающимися по мере удаления от него диаметрами.

Согласно изобретению [18] в коллекторе на входе в трубную доску установлен пакет экранов с отверстиями, диаметр которых не превышает внутренний диаметр труб и соосно последним. Экраны в пакете расположены на установленном расстоянии друг от друга. В изобретении [19] в коллекторе размещена пирамида с прорезями переменного сечения каплеобразной формы, обращенная вершиной к входному патрубку.

Для выравнивания распределения скорости и снижения коэффициента гидравлического сопротивления согласно изобретению [20] в коллекторе установлен распределитель в виде перфорированного тела вращения с криволинейной образующей в форме ветви синусоиды.

В изобретении [21] для снижения гидравлического сопротивления в коллекторе на входе в трубную доску помещена распределительная перегородка в виде конуса, обращенного вершиной в сторону входного патрубка, а в отверстиях, расположенных в центральной части перегородки, установлены обращенные в сторону трубной доски насадки.

Для обеспечения необходимого распределения скорости по теплообменным трубкам в изобретении [22] рекомендована установка в коллекторе дроссельных труб. Начальные участки их выполнены прямолинейными и подключены параллельно к подводящему патрубку, а их конечные участки имеют вид цилиндрических змеевиков, охватывающих прямолинейные начальные участки соседних дроссельных труб и размещенных выпуклыми срезами над соответствующими теплообменными трубами.

Равномерное распределение теплоносителя по теплообменным трубкам коллекторной системы в изобретениях [23, 24] обеспечивают установкой на их входе различных решеток и вставок. В изобретении [23] в коллекторной системе предложено на входе в трубную доску размещение решетки с направленными в противоположную от подводящего патрубка сторону козырьками, перекрывающими отверстия решетки и имеющими высоту, постепенно возрастающую по мере удаления от входного патрубка для уменьшения проходного сечения коллектора по ходу теплоносителя.

Согласно изобретению [24] в коллекторной системе на входе в теплообменные трубы установлены вставки в виде тела с поперечным сечением в форме равнобедренной трапеции, помещенного меньшим основанием внутрь теплообменной трубы и прикрепленного со стороны большего основания к решетке пружинящим элементом с образованием зазора между торцевой кромкой теплообменной трубы и поверхностью вставки, обращенной к ней.

В коллекторных системах, соответствующих изобретениям [25...27], для достижения равномерного профиля скорости в пучке теплообменных труб также используют перераспределительные устройства или выдвигают в коллектор по определенному закону концы теплообменных труб.

В изобретении [25] в коллекторе рекомендовано размещение системы закрепленных над каждой из труб козырьков с отогнутыми вниз боковыми кромками. Согласно изобретениям [26, 27] в полость коллектора выведены концы теплообменных труб, срезы которых обращены в сторону подводящего патрубка. Угол скоса каждой из теплообменных труб выполнен переменным от периферии коллектора к центру.

Для управления профилем скорости на выходе из коллектора согласно изобретению [28] проходные сечения каналов решетки изменяют перемещением в них подвижных элементов. При этом в качестве управляющего воздейст-

вия на последние применяют приложенную к ним результирующую сил гравитации и лобового сопротивления. В указанном ранее изобретении проходное сечение каждого канала решетки выполнено уменьшающимся к его выходному участку, а во входном участке установлены подвижный элемент и опорные детали, ограничивающие его поступательное перемещение в канале.

В изобретении [29] равномерное распределение скорости потока на входе в трубную доску обеспечивают путем организации между трубной доской и фильтром камеры, длина которой превышает радиус корпуса.

Для автоподстраивания к внешнему изменению скорости потока и обеспечения постоянного расхода жидкости при изменении давления на входе в изобретении [30] в коллекторе предложена установка распределителя в виде хонейкомба с ячейками, содержащими по одному ряду эластичных шариков. Хонейкомб закреплен между жестко фиксируемыми с корпусом ограничительными решетками, расстояние между которыми выбрано с учетом диаметров шариков.

4. Напорная камера с боковым подводом и центральным отводом потока

В общем случае коллекторная система этого типа ограничена корпусом, днищем и опорной решеткой, установленной внутри обечайки. На стенке корпуса размещен подводный патрубок. Недостатки – наличие гидравлической неравномерности на выходе из напорной камеры и относительно низкая интенсивность перемешивания теплоносителя в ней.

Конструкции напорных камер, обеспечивающие заданное распределение расхода (скорости) рабочей среды на выходе из коллектора, рассмотрены в изобретениях [31...38]. Согласно изобретению [31] в коллекторе установлена продольная профилированная перфорированная перегородка, разделяющая корпус на проточную и тупиковую области, сообщающиеся через разгрузочные окна в перегородке.

В соответствии с изобретением [32] в напорной камере установлена перегородка, снабженная механизмом изменения угла ее наклона, а по изобретению [33] – перегородка в виде клина из пористого материала с равномерной пористостью, ориентированная меньшим основанием в сторону бокового патрубка.

В напорной камере, конструкция которой рассмотрена в изобретении [34], корпус выполнен цилиндрическим с расширяющейся верх-

ней частью. По оси корпуса установлена вставка в форме тела вращения в виде усеченных конусов с общим большим основанием, образующая со стенками конической части корпуса кольцевой диффузорный канал.

Согласно изобретению [35] в напорной камере размещена обечайка, образующая с кожухом кольцевую полость. Обечайка верхней части выполнена с окнами, боковая и нижняя стороны которых снабжены ступенчатыми по длине полками. Количество полок прямо пропорционально диаметру окружностей, проходящих через их свободные концы. Смежные полки отогнуты в противоположные стороны.

В соответствии с изобретением [36] на днище напорной камеры расположен вытеснитель. Напорная камера снабжена цилиндрической направляющей вставкой. Ее верхний торец установлен с касанием к нижнему торцу обечайки, а нижний торец с зазором по отношению к днищу. Вытеснитель выполнен в виде цилиндра, верхняя часть которого ограничена крышкой, и помещен с зазором внутри цилиндрической вставки без касания входной части опорной решетки. В напорной камере с горизонтальным цилиндрическим корпусом согласно изобретению [37] входные участки труб установлены по касательной к внутренней образующей корпуса.

Согласно изобретению [38] напорная камера дополнительно снабжена кожухом, входным патрубком, кольцевой вставкой, расположенной между обечайкой и кожухом, и системой независимых подвижных дросселирующих элементов, жестко соединенных с тягами, концы которых могут быть присоединены к приводам. Кожух со стороны напорной камеры имеет днище, к которому подключен патрубок. Устройство обеспечивает плавную регулировку расхода рабочей среды по трубам путем перемещения дросселирующих элементов в вертикальном направлении с помощью тяг, обеспечивая тем самым изменение проходного сечения зазора.

Для интенсификации процесса перемешивания потока в соответствии с изобретением [39] напорная камера снабжена направляющей вставкой, цилиндрическая часть которой примыкает верхним торцом к торцу обечайки и ограничена снизу сопряженной плоской плитой с центральным отверстием, и горизонтальными рядами спиральных ребер, установленных по высоте напорной камеры в зазорах соответственно между днищем и разделительными вставками, а также между разделительной вставкой и плоской плитой направляющей

вставки. Спиральные ребра имеют противоположное направление закрутки в смежных рядах. Разделительная вставка дополнительно снабжена цилиндрической обечайкой, сопряженной с ее плоской частью и расположенной в опускном канале между корпусом и обечайкой трубного пучка.

5. Кольцевой коллектор

В реакторных установках широко используется подвод потока в корпус реактора через боковой подводящий патрубок. Для указанной системы характерны неравномерность распределения профиля скорости в поперечном сечении бокового кольцевого канала, приводящая к неравномерности распределения скорости на входе в активную зону, и относительно высокое гидравлическое сопротивление.

Конструкции кольцевого коллектора, обеспечивающие относительно равномерное распределение расхода (скорости) рабочей среды в кольцевом канале, рассмотрены в изобретениях [40...42]. Согласно изобретению [40] в кольцевом коллекторе между подводящим патрубком и отверстиями на боковой поверхности кожуха установлена кольцевая диафрагма, укрепленная на кожухе с эксцентриситетом, смещенным в сторону, противоположную от подводящего патрубка.

В соответствии с изобретением [41] кольцевой коллектор снабжен закрепленной в зазоре между трубной доской и перегородкой распределительным кольцом с отверстиями. Перегородка выполнена в виде кольца, а торец экрана соединен с кожухом. В соосных отверстиях перегородки и распределительного кольца с вылетом на обе стороны установлены втулки, с гарантированным зазором охватывающие периферийные трубы пучка и жестко закрепленные в распределительном кольце.

Повышение эксплуатационной надежности устройства согласно изобретению [42] обеспечено за счет того, что наружная и внутренняя обечайки экрана плотно соединены своими противоположными торцами с кожухом и трубной доской.

Для снижения гидравлического сопротивления в соответствии с изобретением [43] кольцевой зазор, образованный корпусом и кожухом, на участке между патрубком и перфорацией кожуха снабжен перегородкой в виде равномерно перфорированного усеченного конуса, размещенного с перекрытием кольцевого зазора и уклоном в сторону направления движения теплоносителя. Над перегородкой установлено кольцо, скрепленное с корпусом и образованием зазора с кожухом.

В результате исследования выявлены следующие направления совершенствования проточной части РКС теплообменных аппаратов.

В коллекторной системе с центральным подводом и боковым отводом потока, в частности, устанавливают распределители потока на днище коллектора и кольцевые вставки у стенки корпуса, обеспечивают переменный по периметру коллектора зазор между днищем и торцом центральной трубы и вылеты концов теплообменных труб из трубной доски.

В трубках Фильда выполняют переменную по длине внутренней трубы перфорацию, устанавливают на выходе внутренней трубы дросселирующие шайбы, профилируют внутреннюю поверхность крышки, применяют внутренние трубы с переменной по длине толщиной, устанавливают в коллекторе подвижное днище с дистанционирующими элементами, выполняют спиральные канавки на обращенных друг к другу поверхностях внутренней и наружной труб, используют на наружной поверхности внутренней трубы лунки с отверстиями и без них и устанавливают в кольцевом канале шаровые турбулизаторы.

В коллекторных системах с центральным подводом потока на трубную доску размещают на входе в коллектор распределители различных типов, устанавливают на входе в трубную доску разные типы решеток, вставок, козырьков, обеспечивают вылет концов теплообменных труб из трубной доски, размещают в каналах решеток подвижные элементы, выполняют между трубной доской и входным фильтром выравнивающую камеру, устанавливают в коллекторе хонейкомб с ячейками, содержащими эластичные шарики между ограничительными решетками.

В напорной камере с боковым подводом и центральным отводом потока, в частности, размещают различные типы перегородок, вставок, смесительных устройств, дросселирующих элементов. В кольцевом коллекторе устанавливают кольцевые диафрагмы и перфорированные перегородки.

Анализ динамики патентования технических решений по гидродинамическому совершенствованию проточных частей коллекторных систем теплообменных аппаратов реакторов ЯЭУ (рис. 1 и 2) показал следующее. Из зарегистрированных по указанной тематике изобретений 47 % относятся к коллекторной системе с центральным подводом потока на трубную доску, по 19 % – к трубке Фильда и напорной камере с боковым подводом и центральным отводом потока, 8 % – к кольцевому

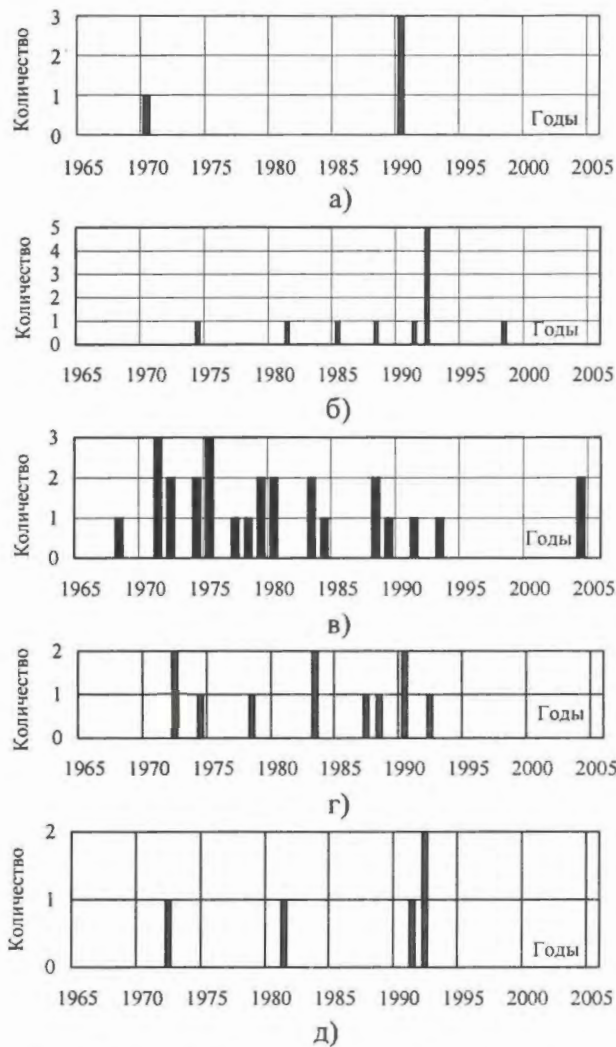


Рис. 1. Динамика патентования в СССР и РФ технических решений по гидродинамическому совершенствованию проточных частей коллекторных систем теплообменных аппаратов реакторов ЯЭУ по годам: а) – РКС с центральным подводом и боковым отводом потока; б) – трубка Фильда; в) – коллекторная система с центральным подводом потока на трубную доску; г) – напорная камера с боковым подводом и центральным отводом потока; д) – кольцевой коллектор

коллектору и 7 % – к коллекторной системе с центральным подводом и боковым отводом потока.

Рассмотренные технические решения в основном направлены на обеспечение заданного распределения скорости в поперечном сечении проточной части коллекторной системы, снижение ее гидравлического сопротивления, интенсификацию процессов теплообмена и перемешивания потока теплоносителя в проточной части. За время с 1965 по 2007 гг. максимальная изобретательская активность в СССР и РФ по указанным техническим решениям приходится на 1972...1992 гг. В последние 10 лет в РФ практически отсутствует регистрация со-



Рис. 2. Динамика патентования в СССР и РФ технических решений по гидродинамическому совершенствованию проточных частей коллекторных систем теплообменных аппаратов реакторов ЯЭУ с нарастающим итогом по годам: 1 – РКС с центральным подводом и боковым отводом потока; 2 – трубка Фильда; 3 – коллекторная система с центральным подводом потока на трубную доску; 4 – напорная камера с боковым подводом и центральным отводом потока; 5 – кольцевой коллектор; 6 – коллекторные системы в целом

временных технических решений по рассматриваемой тематике.

Контактная информация – Дельнов Валерий Николаевич, тел.: (48439)9-85-68, e-mail: delnov@ippe.ru; Сазонов Илья Михайлович, тел.: (48439)9-77-32

Список литературы

1. Дельнов В.Н., Файзуллин Ф.Х. Нижняя раздающая камера теплообменника. А.с. СССР № 1825085. F28F9/02. Заявл. 09.01.1991. Оpubл. 20.09.1995.
2. Дельнов В.Н. Нижняя раздающая камера теплообменника. А.с. СССР № 1825086. F28F9/02. Заявл. 09.01.1991. Оpubл. 10.09.1991.
3. Дельнов В.Н., Файзуллин Ф.Х. Раздающая камера теплообменника. Патент РФ № 2028574. F28F9/02. Заявл. 09.01.1991. Оpubл. 09.02.1995.
4. Локшин В.А., Гладилин В.И., Лисейкин И.Д. и др. Теплообменный элемент. А.с. СССР № 611097. F28D7/12. Заявл. 16.06.1975. Оpubл. 05.06.1978.
5. Иванов В.Л. Теплообменный элемент. А.с. СССР № 1657922. F28D7/12. Заявл. 23.01.1989. Оpubл. 23.06.1991.
6. Замятин С.А., Будов В.М., Безносков А.В. и др. Теплообменный элемент типа "Труба в трубе". А.с. СССР № 1118843. F28D7/12. Заявл. 18.01.1982. Оpubл. 15.10.1984.
7. Габрианович Б.Н., Дельнов В.Н., Файзуллин Ф.Х. Теплообменный элемент. Патент РФ № 2027967. F28D7/12. Заявл. 28.02.1992. Оpubл. 27.01.1995.
8. Сударев А.В., Сударев Б.В., Чистяков Д.В. и др. Нагревательный элемент. Патент РФ № 2027968. F28D7/12, F28F1/16, F28F13/12. Заявл. 24.02.1993. Оpubл. 27.01.1995.
9. Сударев А.В., Сударев В.Б., Кондратьев А.А. и др. Теплообменный элемент. Патент РФ № 2027969. F28D7/12, F28F1/16, F28F13/12. Заявл. 24.02.1993. Оpubл. 27.01.1995.

10. *Сударев А.В., Кондратьев А.А., Цуриков А.Н. и др.* Высокотемпературный теплообменный элемент. Патент РФ № 2029212. F28D7/12, F28F1/36, F28F13/12. Заявл. 24.02.1993. Оpubл. 20.02.1995.
11. *Сударев А.В., Сударев Б.В., Сударев В.Б. и др.* Теплообменный элемент. Патент РФ № 2033592. F28D7/12, F28F1/16, F28F13/12. Заявл. 24.02.1993. Оpubл. 20.04.1995.
12. *Сударев А.В., Кондратьев А.А., Цуриков А.Н. и др.* Теплообменный элемент. Патент РФ № 2037119. F28D7/12. Заявл. 24.02.1993. Оpubл. 09.06.1995.
13. *Белинин В.Б., Долгинов А.Е.* Коллектор теплообменника. А.с. СССР № 870905. F28F9/02. Заявл. 25.01.1980. Оpubл. 07.10.1981.
14. *Белоусов В.Д.* Раздающий коллектор теплообменника. А.с. СССР № 1146535. F28F9/02. Заявл. 05.11.1983. Оpubл. 23.03.1985.
15. *Кузнецов В.А., Соловьев А.М., Баширина О.Ф. и др.* Кожухотрубчатый теплообменник. А.с. СССР № 1151809. F28D7/00, F28F9/02. Заявл. 06.01.1984. Оpubл. 23.04.1985.
16. *Дроздов О.А.* Коллектор трубчатого теплообменника. А.с. СССР № 469039. F28F9/02. Заявл. 18.07.1972. Оpubл. 30.04.1975.
17. *Сакун И.А., Сысоев В.Л., Зыльков В.П., Рудаков А.В.* Устройство для распределения хладагента по теплообменным трубкам испарителя. А.с. СССР № 1495603. F25B39/02, F28F9/02. Заявл. 19.11.1984. Оpubл. 23.07.1989.
18. *Филимонов М.И., Толкушев Б.Г., Карагодин А.Н.* Входная камера теплообменника. А.с. СССР № 1780579. F28F9/02. Заявл. 08.01.1991. Оpubл. 07.12.1992.
19. *Ельчанинов В.Д., Обухов Н.Я., Степанова Ю.А. и др.* Распределительный коллектор трубчатого теплообменника. А.с. СССР № 877309. F28F9/02. Заявл. 04.02.1980. Оpubл. 30.10.1981.
20. *Разладин Ю.С., Усыченко В.Н.* Теплообменник. А.с. СССР № 1816949. F28D7/00, F28F9/02. Заявл. 10.04.1990. Оpubл. 23.05.1993.
21. *Корнуков В.М., Лаврушин Ю.А., Макаров Д.И.* Распределительный коллектор трубчатого теплообменника. А.с. СССР № 515023. F28D9/02. Заявл. 11.02.1975. Оpubл. 25.05.1976.
22. *Иванов С.М., Тюхтин Е.И., Походяев С.Б., Румянцев В.Н.* Коллектор теплообменника. А.с. СССР № 966485. МКИ F28F9/02, F22B37/22. Заявл. 15.04.1981. Оpubл. 15.10.1982.
23. *Воронин Г.И., Николаев Н.С., Тишин И.В. и др.* Входной коллектор трубчатого теплообменника. А.с. СССР № 276092. F28D. Заявл. 24.10.1968. Оpubл. 14.07.1970.
24. *Дроздов О.А.* Коллектор трубчатого теплообменника. А.с. СССР № 434254. F28F9/02. Заявл. 17.07.1972. Оpubл. 30.06.1974.
25. *Андреевский В.В.* Теплообменный аппарат. А.с. СССР № 1288484. F28F9/02. Заявл. 18.09.1985. Оpubл. 07.02.1987.
26. *Динцин В.А., Владимирова В.И., Бондаренко В.Н., Кузнецова Н.А.* Теплообменник. А.с. СССР № 1721425. F28D7/00, F28F9/02. Заявл. 03.05.1989. Оpubл. 23.03.1992.
27. *Шарков А.В., Кораблев В.А., Савинцева Л.А.* Теплообменник. Патент РФ № 2089808. F28D7/00, F28F9/02. Заявл. 10.05.1994. Оpubл. 10.09.1997.
28. *Вьюнников Н.В., Дельнов В.Н.* Способ управления профилем скорости среды на выходе из распределительного коллектора и устройство для его осуществления. Патент РФ № 2044991. F28F9/02. Заявл. 16.03.1992. Оpubл. 27.09.1995.
29. *Колоколова Т.Г., Даниленко Н.Х., Ефременко И.П., Борисова В.А.* Распределительный коллектор теплообменника. А.с. СССР № 840671. F28F9/02. Заявл. 24.07.1979. Оpubл. 23.06.1981.
30. *Кандауров О.Н., Волков В.И.* Коллектор теплообменника. Патент РФ № 2293273. F28F9/02. Заявл. 04.04.2005. Оpubл. 10.02.2007.
31. *Плискин Г.М., Литаврин О.Г.* Коллектор. А.с. СССР № 422937. F28F9/02. Заявл. 25.02.1972. Оpubл. 05.04.1974.
32. *Гейприкс Г.К., Сулейманян З.Ш., Денисова М.Ш.* Коллектор. А.с. СССР № 505874. F28F9/02. Заявл. 05.07.1974. Оpubл. 05.03.1976.
33. *Байгалиев Б.Е., Аверкиев П.Н., Шалыминов П.Н., Шелахаев С.В.* Коллектор теплообменного аппарата. А.с. СССР № 1502955. F28F9/02. Заявл. 22.06.1987. Оpubл. 23.08.1989.
34. *Соколовский В.С., Савватеев Г.Г., Сарафасляни К.Б., Калмыков А.А.* Вертикальный раздающий коллектор тепломассообменника. А.с. СССР № 427221. F28F9/02. Заявл. 10.05.1972. Оpubл. 05.05.1974.
35. *Болитэр В.А., Шехтман А.А., Букалов В.П. и др.* Коллекторная камера пленочного теплообменника. А.с. СССР № 1601496. F28F9/02. F28D3/04. Заявл. 21.12.1988. Оpubл. 23.10.1990.
36. *Габрианович Б.Н., Дельнов В.Н.* Ядерный реактор. Патент РФ № 2025799. G21C15/02. Заявл. 02.10.1990. Оpubл. 30.12.1994.
37. *Николаев С.П.* Раздающий коллектор парожидкостной среды. А.с. СССР № 1163128. F28F9/02, F22B37/22. Заявл. 27.06.1983. Оpubл. 23.06.1985.
38. *Дельнов В.Н., Файзуллин Ф.Х.* Теплообменный аппарат. Патент РФ № 2044981. F28F7/00. F28F9/02. Заявл. 06.03.1992. Оpubл. 27.09.1995.
39. *Габрианович Б.Н., Дельнов В.Н., Денисов Б.В. и др.* Ядерный реактор корпусного типа. Патент РФ № 1831961. G21C15/24, B01F5/10. Заявл. 06.12.1990. Оpubл. 20.05.1995.
40. *Вакуленко Б.Ф.* Кожухотрубный теплообменник. А.с. СССР № 737771. F28D7/00. Заявл. 11.10.1978. Оpubл. 30.05.1980.
41. *Глазов В.Г., Макаров М.С.* Входная камера теплообменника. Патент РФ № 2040763. F28F9/02. Заявл. 08.10.1992. Оpubл. 25.07.1995.
42. *Глазов В.Г., Асадский С.И., Макаров М.С.* Входная камера теплообменника. Патент РФ № 2040764. F28F9/02. Заявл. 08.10.1992. Оpubл. 25.07.1995.
43. *Глазов В.Г., Асадский С.И.* Входная камера теплообменника. Патент РФ № 2029215. F28F9/02. Заявл. 26.04.1991. Оpubл. 20.02.1995.

Статья поступила в редакцию 09 января 2008 г.
 Вопросы атомной науки и техники.
 Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
 с. 43 – 49.

ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ В ОБОСНОВАНИЕ БЕЗОПАСНОСТИ ЯЭУ С ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

УДК 621.039.534

Исследования межканальной неустойчивости при кипении жидкого металла в модели с системой параллельных ТВС при малых скоростях циркуляции

А.Д. Ефанов, Е.Ф. Иванов, А.П. Сорокин, Г.П. Богословская, Н.А. Денисова, И.Р. Зуева, С.В. Макаров, В.А. Ухов, М.А. Федосова,
ФГУП "ГНЦ РФ-ФЭИ", 249033, г. Обнинск Калужской обл., пл. Бондаренко, 1

Приведены описание экспериментальной установки и методика проведения экспериментальных исследований кипения эвтектического натрий-калиевого сплава в системе двух параллельных каналов в контуре с естественной циркуляцией, моделирующих режимы аварийного расхолаживания реакторов на быстрых нейтронах с натриевым охлаждением. Представлены и анализируются полученные результаты экспериментальных исследований, характеризующие условия теплообмена, структуру и устойчивость двухфазного потока жидкометаллического теплоносителя в системе взаимодействующих параллельных тепловыделяющих сборок (ТВС) твэлов. Показано, что гидродинамическое взаимодействие контуров в снаряжном режиме течения двухфазного потока жидкого металла приводит к значительному увеличению амплитуды колебаний расхода теплоносителя в них и "запиранию" или инверсии расхода теплоносителя в контурах, к росту температуры теплоносителя и оболочки твэлов (эффект межканальной неустойчивости) с последующим кризисом теплообмена.

Investigations of inter-channel instability of liquid metal boiling in the model with parallel fuel subassemblies at low velocity of circulation. A.D. Efanov, E.F. Ivanov, A.P. Sorokin, G.P. Bogoslovskaya, N.A. Denisova, I.R. Zueva, S.V. Makarov, V.A. Ukhov, M.A. Fedosova. The work presents the description of the test facility and the procedure of experimental investigations of sodium-potassium eutectic alloy boiling in a system of two parallel fuel subassemblies in a natural circulation loop, i.e. in a model of emergency core cooling in sodium-cooled fast reactors. The obtained results are presented and analyzed. These results characterize heat transfer conditions, pattern and stability of two-phase liquid metal coolant flow in a system of interacting parallel fuel assemblies. It was demonstrated that hydrodynamic interaction of loops with two-phase liquid metal slug flow results in considerable increase in the amplitude of coolant flow fluctuations and in blockage or inversion of coolant flow in loops, in temperature rise of coolant and fuel cladding (effect of inter-channel instability) followed by critical heat flux.

Анализ безопасности реакторов на быстрых нейтронах для запроектной аварии, связанной с отключением циркуляционных насосов при срабатывании аварийной защиты, привел к решению задачи охлаждения твэлов в условиях пониженных расходов теплоносителя или даже при опрокидывании циркуляции в ТВС.

Существуют лишь ограниченные данные по кипению в ТВС для режимов с малыми скоростями течения теплоносителя (или при естественной конвекции) [1...4]. Полученные результаты экспериментальных исследований кипения жидких металлов в ТВС в контурах с естественной циркуляцией показали, что при определенных условиях происходят нарушение стационарного режима и возникновение колебаний теплогидравлических параметров в циркуляционном контуре. Тем не менее процессы теплообмена и устойчивость циркуляции при кипении жидкого металла в системе параллельных ТВС активной зоны быстрых реакторов не исследованы.

Также ограничены данные при кипении воды в системе каналов для режимов со смешанной и естественной конвекцией, опубликованные в работах [5...8]. Особенностью процессов гидродинамики и теплообмена при малых скоростях циркуляции теплоносителя в отличие от циркуляции с большими скоростями, характерными для развитой вынужденной конвекции, является усиление гидродинамического взаимодействия параллельных каналов, что может привести к развитию в системе каналов межканальной циркуляции и аperiodической неустойчивости потока в них, способствуя прекращению или опрокидыванию циркуляции в наиболее теплонапряженном канале и кризису теплообмена в нем.

Необходимо отметить одну из особенностей быстрых реакторов, оказывающих значительное влияние на условия теплообмена, – низкое давление в теплоносителе и вследствие этого большое различие в плотности паровой и жидкой фаз (около трех порядков).

1. Экспериментальная установка, модели ТВС и имитаторы твэлов

Для проведения экспериментальных исследований кипения жидкого металла в системе параллельных ТВС в ФЭИ создана новая экспериментальная установка (рис. 1, 4...11 на цветной вкладке), установленная на натрий-калиевом контуре стенда АР-1. Она состоит из двух контуров естественной циркуляции, в каждом из которых установлена сборка имитаторов твэлов, при общем опускном участке контура, в котором размещен холодильник. Емкости над сборками также соединены. Каждая из сборок может работать автономно, будучи включена в свой циркуляционный контур. Геометрия модели ТВС моделирует типичные условия быстрых реакторов. Длина зоны энерговыделения 830 мм, относительный шаг треугольной решетки имитаторов твэлов 1,19, диаметр имитаторов твэлов 8 мм.

Перед зоной энерговыделения имеется участок гидродинамической стабилизации длиной 130 мм. Над зоной энерговыделения расположен необогреваемый участок тягового плеча высотой 800 мм. Выход теплоносителя в пространство над сборкой осуществляется через уменьшенную в размерах головку захвата ТВС. Другие высоты контуров также соответствуют геометрии реактора БН-600 – расположение по высоте холодильника относительно участка энерговыделения, высоты предвключенного перед зоной нагрева участка и участка до головки захвата ТВС. Имитаторы твэлов находятся в “корзине” из 12 необогреваемых стержней, с помощью которых обеспечивалась геометрия, соответствующая бесконечной решетке, поскольку все ячейки, окружающие имитаторы твэлов, имеют стандартное поперечное сечение (рис. 2).

Установка позволяет проводить исследования при различных значениях статического давления в зоне кипения. Изменение давления осуществляется путем откачки аргона из газовых полостей баков, расположенных над рабочими участками, через ловушки паров на газовакуумных линиях. Для уменьшения колебаний давления в газовых полостях баков они соединены с газовой полостью дыхательного бака стенда, объем которого составляет 100 л, стабильно удерживая давление в зоне кипения. Для минимизации тепловых потерь в окружающую среду все трубопроводы стенда покрыты теплоизоляцией из каолиновой ваты и стеклоткани.

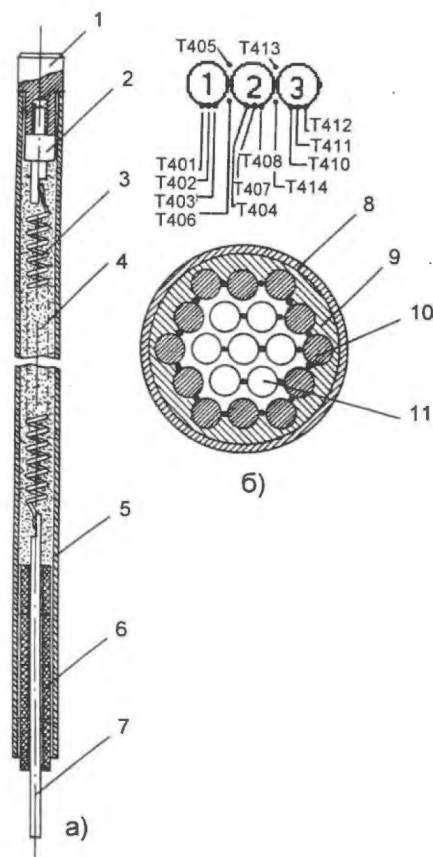


Рис. 2. Схема имитатора твэла (а), расположение имитаторов в корпусе модели и маркировка термопар (б): 1 – хвостовик; 2 – переходная втулка; 3 – нагреватель; 4 – изолирующая засыпка; 5 – стенка имитатора; 6 – фарфоровый изолятор; 7 – токоподвод; 8 – корпус РУ; 9 – дистанционирующая решетка; 10 – стержень-вытеснитель; 11 – имитатор твэла

2. Система измерений и методика эксперимента

Система измерений контролировала следующие параметры (рис. 3): электрическую мощность, подводимую к твэлам и электронагревателям установки; расход теплоносителя; статическое давление и пульсации давления в зоне кипения; перепад давления в моделях ТВС на участках тепловыделения; температуру поверхности твэлов в трех сечениях по высоте участка энерговыделения; температуру теплоносителя в трех сечениях по высоте участка энерговыделения и в разных точках контура циркуляции; расход охлаждающей воды.

Для измерения расходов теплоносителя в каждом из контуров перед входом в зону энерговыделения установлен магнитный расходомер, которые установлены также на выходе из рабочих участков. Статическое давление в зоне кипения контролировалось с помощью образцового манометра. Перепад давлений на рабочих участках измерялся модернизированными

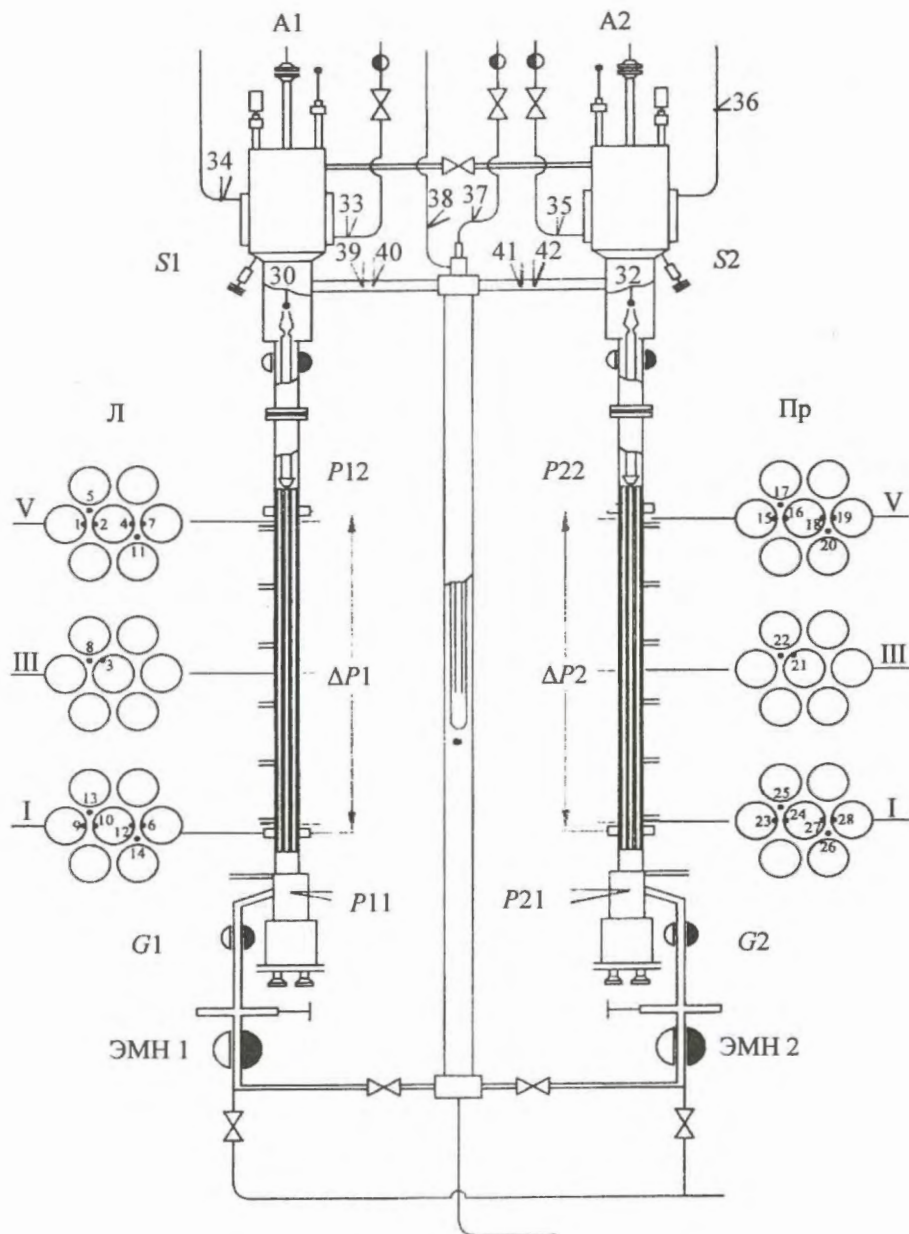


Рис. 3. Схема размещения датчиков на правой и левой ТВС установки для исследования кипения жидкого металла: 1...42 – термопары "хромель-алюмель", G – магнитные расходомеры, P – датчики давления типа "Сапфир-22Д", S – датчики пульсаций давления типа "Пульс", A – акустические датчики, ЭМН – электромагнитный насос

преобразователями типа "Сапфир-22ДД". Измерение переменной составляющей (пульсаций) давления теплоносителя в зоне кипения выполнялось с помощью датчика "Пульс". Измерение температур наружной поверхности оболочки электрообогреваемых элементов и теплоносителя осуществлялось хромель-алюмелевыми термопарами в чехлах из нержавеющей стали диаметром 0,5...0,8 мм.

Для обеспечения безопасности эксплуатации стенда в режимах с кипением теплоносителя применена электронная система аварийного сброса мощности. Данная система контролировала температуру в наиболее критическом месте каждой сборки в отдельности и при превы-

шении заданной температуры автоматически выдавала команду в схему питания имитаторов для снижения мощности.

Экспериментальные исследования выполнены при увеличении плотности теплового потока твэлов с шагом не более 10...20 кВт/м². Далее определенное время выдерживалось для стабилизации теплогидравлических параметров. Давление в дыхательных емкостях составляло около 0,4 бар, что соответствовало давлению в верхней области энерговыделения в моделях ТВС в диапазоне 0,49...0,52 бар. Энерговыделение в левой сборке – 90 % от правой.

Давление в экспериментах измерялось с точностью 7 %, расход теплоносителя 3 %, по-

грешность измерения скорости теплоносителя составляла около 5 %, температуры теплоносителя 0,15 °С, температуры стенки имитаторов твэлов с учетом погрешности заделки термопар 0,6 °С. Удельный тепловой поток на поверхности имитаторов твэлов находился с точностью 2 %, его более точное определение затруднено в связи с осевыми растечками тепла. Проведенные расчеты показали, что коэффициент теплоотдачи имеет суммарную относительную погрешность, не превышающую 10,5 %.

3. Результаты экспериментальных исследований

На рис. 4...7 представлены изменение значений подведенной мощности и показания датчиков температуры, давления и расхода теплоносителя в течение всего эксперимента. Рис. 7 дает более детальную картину изменения параметров теплоносителя в конце проведения эксперимента. Разогрев контуров происходил при одинаковых мощностях энерговыделения внешних и внутренних нагревателей, а также за счет нагревателей, расположенных на трубопроводе перед входом в каждую сборку. Мощность входных нагревателей контролировалась и составляла по ~ 1,5 кВт. Разогрев происходил без наличия пульсаций, что свидетельствует об отсутствии локальных зон подкипания теплоносителя вследствие блокировок расхода и т.п.

Через 1 500 с с начала проведения эксперимента температура теплоносителя в правой сборке достигла температуры насыщения (рис. 4, 5). При этом плотность теплового потока на поверхности имитаторов твэлов составляла ~ 55 и ~ 50 кВт/м² для правой и левойборок, соответственно. В этот момент показания датчиков расхода и давления свидетельствовали о подкипании теплоносителя в правой сборке. Начало процесса кипения неустойчиво, так как появление паровой фазы резко увеличивает подъемную силу на весь столб теплоносителя, что приводит к "захлебыванию" области кипения недогретым до температуры насыщения металлом.

Однако пульсации температуры и расхода на этом этапе крайне незначительны и их влиянием на элементы конструкции можно пренебречь. В дальнейшем, судя по показаниям датчиков давления на правой и левойбороках, при развитии кипения жидкого металла в модельных сборках наблюдается большая неоднородность параметров.

Кипение теплоносителя в правой сборке зафиксировано через 5 100 с с начала экспери-

мента при плотности теплового потока имитаторов твэлов ~ 75 кВт/м². Процесс кипения по-прежнему сопровождался неперидическими пульсациями расхода, вызывающими кратковременное прекращение кипения. Возникновение кипения в левой сборке зафиксировано через 6 300 с с начала эксперимента (рис. 4, 5). При этом плотность теплового потока на поверхности имитаторов твэлов для левойбороки составляла также ~ 75 кВт/м². Начиная с этого момента, просматривается противофазность в изменении параметров в обеихбороках. После увеличения тепловых потоков в правой и левойбороках до ~ 80 и ~ 72 кВт/м² в обеих ТВС наблюдались развитый пузырьковый режим кипения, значительное снижение пульсаций расхода и давления (рис. 4, 5).

В момент времени с начала проведения эксперимента на ~ 7 300-й с замечено появление областей перегретого пара в области V сечения сначала в сборке с большим энерговыделением. При этом расход в контуре линейно снижался практически до нуля, а затем кратковременно несколько раз увеличивался.

Увеличение плотности тепловых потоков в правой и левой модельных ТВС до ~ 92 и ~ 82 кВт/м², соответственно, привело к изменению характера кипения. Появление крупных паровых пузырей-снарядов зафиксировано сначала в левой сборке. В показаниях датчиков расхода теплоносителя наблюдаются периодические противофазные пульсации, а амплитуда пульсаций расхода постепенно увеличивается до ~ 0,75 м³/час.

Следует отметить характерную особенность процесса кипения – с появлением снарядов в левой сборке и больших перегревов стенки имитаторов твэлов жидкость после "провала" пузыря за счет запасенной энергии закипает в среднем сечении левойбороки, в то время как правая сборка, судя по изменению параметров, находится в состоянии развитого пузырькового кипения. Значительное увеличение амплитуды пульсаций расхода теплоносителя в системе параллельных ТВС в снарядном режиме кипения теплоносителя характеризует эффект межканальной неустойчивости теплоносителя.

Появление зон с перегревом теплоносителя впервые зафиксировано в левойбороке, начиная с 7 500-й с времени проведения эксперимента. Анализируя развитие и исчезновение пузырей более детально, можно предположить, что здесь имеет место блокировка сечения сборки паровыми пузырями. Перегрев парового объема возрастает, стремясь к некоторому предельному значению ~ 60...80 °С, а затем "пу-

зырь”, по-видимому, схлопывается, что приводит к “падению” столба теплоносителя над ним и появлению кратковременной обратной циркуляции в контуре. При этом величина флуктуации расхода достигает значения $\sim 1,5 \text{ м}^3/\text{час}$.

Через 9 000 с после начала проведения эксперимента при плотности теплового потока на поверхности имитаторов твэлов $\sim 100 \text{ кВт}/\text{м}^2$ в правой и $\sim 90 \text{ кВт}/\text{м}^2$ в левой ТВС процесс кипения жидкого металла прекращен из-за возможного разрушения имитаторов в левой сборке вследствие перегрева.

4. Межканальная неустойчивость теплоносителя

Данные проведенных экспериментов показывают, что при переходе от пузырькового к снарядному режиму кипения жидкого металла в одной из ТВС пульсации расхода теплоносителя и других теплогидравлических параметров, возникшие в соответствующем контуре циркуляции, обуславливают противофазные синхронизированные пульсации параметров в другом контуре циркуляции.

Для снарядного режима период пульсаций теплогидравлических параметров – температуры стенки и жидкости, расхода теплоносителя находится в диапазоне от 20 до 45 с. Размах пульсаций расхода теплоносителя в системе параллельных ТВС при этом практически на порядок превышает размах пульсаций расхода при индивидуальной работе каналов (рис. 8). Увеличение расхода теплоносителя при уносе парового “снаряда” в одном из контуров может привести к “запиранию” (снижению расхода до нуля) в другом контуре и осушению поверхности твэлов или к инверсии расхода теплоносителя в этом контуре. Следует отметить, что эффект “резонанса” пульсаций усиливается при различии энерговыделения в параллельных ТВС.

5. Коэффициент теплоотдачи

Полученные в экспериментах на модельных ТВС данные по теплоотдаче при кипении натрий-калиевого эвтектического сплава (рис. 9) согласуются с экспериментальными данными по теплоотдаче при кипении калия в трубах [7, 9...12] и лежат несколько выше данных по теплоотдаче при кипении калия в большом объеме, описываемых формулой [13, 14]

$$\alpha = Aq^m p^n, \quad (1)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; p – давление, МПа; q – плотность теплового

потока, $\text{Вт}/\text{м}^2$. Коэффициенты в формуле (1) имеют следующие значения: $A = 4,44$, $m = 0,7$, $n = 0,15$. Следует отметить, что рис. 9 показывает, что величина теплоотдачи от твэлов в модельных ТВС увеличивается с ростом плотности теплового потока на поверхности имитаторов твэлов.

6. Картограмма режимов течения двухфазного потока жидкого металла для системы параллельных ТВС

На рис. 10 приведено сопоставление данных по режимам течения двухфазного потока жидкого металла для системы параллельных каналов в контурах с естественной циркуляцией теплоносителя, полученных в настоящей работе, с данными эксперимента для системы параллельных каналов с $q_{\text{пр}} = 0,8q_{\text{л}}$. Наблюдается согласие обоих экспериментов.

Нанесение этих данных на карту режимов двухфазного потока в одиночных ТВС в контурах с естественной циркуляцией теплоносителя [4] показывает (рис. 11), что картограмма режимов двухфазного потока для контуров с естественной циркуляцией жидкометаллического теплоносителя с одиночными ТВС совпадает с картограммой режимов течения двухфазного потока жидких металлов для контуров с естественной циркуляцией теплоносителя для системы параллельных ТВС и может быть использована для идентификации режимов течения двухфазных потоков жидкого металла в системе ТВС в контурах с естественной циркуляцией жидкометаллических теплоносителей.

Заключение

Результаты выполненных в ФЭИ экспериментальных исследований кипения эвтектического натрий-калиевого сплава в системе двух параллельных модельных ТВС реактора на быстрых нейтронах в контуре с естественной циркуляцией теплоносителя показывают, что:

– возникновение колебательного процесса в снарядном режиме в одной из ТВС приводит к противофазному колебательному процессу в другой (параллельной) ТВС, характеризующемуся большими по амплитуде колебаниями расхода, давления, температур теплоносителя и оболочки имитаторов твэлов (эффект межканальной неустойчивости);

– по мере развития снарядного режима кипения в ТВС наблюдаются кратковременные блокировки расхода с осушением поверхности имитаторов твэлов в зоне кипения с перегревом

поверхности имитатора и пара на 60...80 °С, а также обратная циркуляция теплоносителя.

Анализ и сопоставление полученных экспериментальных данных показывают, что значения коэффициентов теплоотдачи твэлов при кипении жидкого металла в моделях ТВС в одиночных контурах и при их параллельной работе согласуются между собой и с данными по теплоотдаче при кипении жидких металлов в трубах и несколько превышают значения коэффициентов теплоотдачи при кипении жидких металлов в большом объеме. Картограмма режимов течения двухфазного потока, полученная для одиночных ТВС в контурах с естественной циркуляцией теплоносителя, может быть использована для идентификации режимов течения двухфазных потоков жидкого металла в системе параллельных ТВС.

Гидродинамическое взаимодействие системы параллельных ТВС в контурах с естественной циркуляцией в снаряжном режиме течения двухфазного потока жидкого металла с течением времени приводит к развитию межканальной неустойчивости теплоносителя, характеризующейся значительным увеличением амплитуды колебаний расхода теплоносителя в ТВС, "запиранию" или инверсии расхода в контурах, к росту температур теплоносителя и оболочки твэлов и возможному возникновению кризиса теплообмена II рода.

Контактная информация – Сорокин Александр Павлович, тел.: (48439)9-84-47, e-mail: sorokin@ippe.ru

Список литературы

1. *Yamaguchi K.* Flow Pattern and Dryout under Sodium Boiling Conditions // Nuclear Engineering and Design. 1987. V. 99. № 3. P. 247 – 263.
2. *Haga K.* Temperature Rise due to Fission Gas Release in Locally Blocked LMFBR Subassembly Simulators // Proc. of the LMFBR Safety Topical Meeting, July 19-23. 1982. Lion – Ecully, France. P. 291 – 300.
3. *Сорокин А.П., Иванов Е.Ф., Мальков В.Л. и др.* Экспериментальные исследования теплообмена и устойчивости кипения жидкометаллического тепло-

носителя в контуре естественной циркуляции: Препринт ФЭИ-2631. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1997.

4. *Ефанов А.Д., Богословская Г.П., Колесник В.П. и др.* Исследования теплообмена и устойчивости кипения жидкометаллического теплоносителя в контуре естественной циркуляции // Теплоэнергетика. 2003. № 3. С. 20 – 26.
5. *Boure I.A., Bergles A.E., Tong L.S.* Review of Two-Phase Flow Instability // Nuclear Engineering and Design. 1973. V. 25. № 2. P. 165 – 192.
6. *Аладьев И.Т., Гаврилова Н.Д., Додонов Л.Д.* Гидродинамика двухфазного потока калия / В кн. "Теплообмен, гидродинамика и теплофизические свойства веществ", с. 3 – 18. – М.: Наука, 1968.
7. *Аладьев И.Т., Горлов И.Г., Додонов Л.Д., Федынский О.С.* Теплообмен при кипении калия в трубах с равномерным теплоподводом. Там же, с. 18 – 31.
8. *Горлов И.Г., Рзаев А.И., Худяков В.Ф.* Кипение калия в трубах при повышенных давлениях / В кн. "Исследования по механике и теплообмену двухфазных сред", с. 84 – 105. – М.: ЭНИН, 1974.
9. *Боришанский В.М., Андреевский А.А., Жохов К.А. и др.* Теплоотдача при кипении калия в трубе в области умеренного паросодержания // Атомная энергия, 1966, т. 21, вып. 1. С. 58 – 59.
10. *Hoffman H.W., Krakoviak A.I.* Convective Boiling with Liquid Potassium / Proc. of the Heat Transfer and Fluid Mechanics Institute. P. 19 – 37. – Stanford: University of California, 1964.
11. *Грачев Н.С., Зеленский В.Н., Кириллов П.Л., Субботин В.И.* Теплообмен и гидродинамика при кипении калия в трубах // Теплофизика высоких температур. 1968. Т. 6. № 4. С. 682 – 690.
12. *Иванов Е.Ф., Сорокин А.П., Иванов В.В. и др.* Экспериментальные исследования кипения жидкого металла в параллельных каналах в условиях естественной циркуляции: Препринт ФЭИ-3023. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 2005.
13. *Боришанский В.М., Кутателадзе С.С., Новиков И.И., Федынский О.С.* Жидкометаллические теплоносители. – М.: Атомиздат, 1976.
14. *Зейгарник Ю.А., Литвинов В.Д.* Кипение щелочных металлов в каналах. – М.: Наука, 1983.

Статья поступила в редакцию 28 декабря 2007 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
с. 50 – 55.

Б.А. Васильев, О.Б. Клочков, Е.В. Богданова, В.С. Горбунов, Н.Г. Кузавков, В.А. Соболев,
ФГУП "ОКБМ", 603074, г. Нижний Новгород, Бурнаковский проезд, 15

С целью оценки температурного состояния активной зоны и корпуса реактора в рамках программы продления ресурса работы установки БН-600 представлены результаты анализа предельной аварии с потерей теплоотвода парогенераторами (ПГ).

Evaluation of BN-600 reactor plant temperature conditions in beyond design basis accidents. B.A. Vasil'ev, O.B. Klochkov, E.V. Bogdanova, V.S. Gorbunov, N.G. Kuzavkov, V.A. Sobolev. This article presents the results of analysis of a limiting accident with loss of heat removal by steam generators in order to evaluate the temperature condition of the reactor core and reactor vessel within the framework of BN-600 reactor plant life prolongation program.

1. Методика расчетного анализа

С точки зрения безопасности РУ БН-600 большое практическое значение имеет свойство РУ отводить тепло от активной зоны при самых неблагоприятных условиях. Это требует создания высокоточных расчетных программ, учитывающих все факторы, влияющие на этот процесс [1, 2]. К их числу относится разработанная в ОКБМ программа BURAN, наиболее полно описывающая оборудование, тщательно учитывающая теплоемкости контуров и теплопотери, позволяющая продемонстрировать высокие самокомпенсирующие свойства РУ в случае предельной аварии с потерей теплоотвода ПГ и имеющая конечной целью оценку температурного состояния активной зоны и корпуса реактора. В математической модели программы BURAN (рис. 1) РУ представлена двумя петлями теплообмена.

Расчетная схема включает описание активной зоны, камер смешения, "горячих" и "холодных" натриевых объемов, промежуточных теплообменников (ПТО), главных циркуляционных насосов (ГЦН), обратных клапанов. Кроме этого, в математическую модель установки заложены тепловые структуры, характеризующие теплоемкость металла центральной поворотной колонны, верхней и нижней частей внутрикорпусных конструкций реактора. Учитывается пассивное рассеивание тепла с трубопроводов, оборудования II контура и корпуса реактора.

Во II контуре РУ моделируются ПТО "натрий-натрий", "горячие" и "холодные" трубопроводы, ПГ, ГЦН II контура, воздушные теплообменники (ВТО), отсечные клапаны. При этом в математическую модель добавлен теплообмен металла трубопроводов и оборудования II контура с окружающим воздухом с уче-

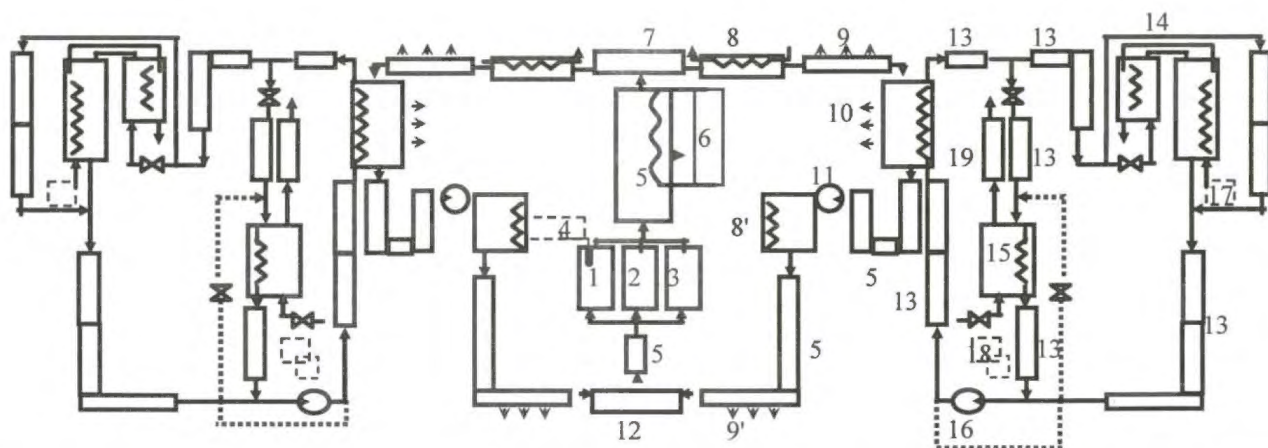


Рис. 1. Расчетная схема установки в программе BURAN: 1, 2 – каналы активной зоны; 3 – канал боковой зоны воспроизводства; 4 – регулятор нейтронной мощности; 5 – натриевые объемы I контура; 6 – имитатор массы металла "горячей" камеры; 7 – верхняя камера смешения; 8 – имитатор массы металла верхней камеры реактора; 9 – имитатор потерь тепла в верхней камере; 8' – имитатор массы металла нижней камеры; 9' – имитатор потерь тепла в нижней камере; 10 – ПТО; 11 – ГЦН I контура; 12 – напорная камера; 13 – трубопроводы II контура; 14 – ПГ; 15 – ВТО; 16 – ГЦН II контура; 17 – регулятор расхода питательной воды; 18 – регулятор расхода воздуха; 19 – воздушный объем

том слоев изоляции, набранных из различных материалов и имеющих газовые прослойки. III контур представлен ПГ.

На основе матрицы верификации применительно к РУ типа БН по режимам и явлениям и матрицы верификации по моделям и тестовым задачам выполнены работы по верификации основных математических моделей программы BURAN.

Сопоставление результатов расчета с аналитическим решением. Валидация модели точечной кинетики выполнена сопоставлением результатов расчета по программе BURAN с аналитическими решениями мгновенных увеличения/уменьшения скачков реактивности.

Валидация модели тепломассопереноса в активной зоне выполнена сопоставлением результатов расчета по программе BURAN с аналитическими решениями четырех задач:

- 1) стационарное распределение температуры в бесконечном равномерно обогреваемом сплошном цилиндре;
- 2) изменение во времени температуры центра и наружной поверхности бесконечного равномерно обогреваемого сплошного цилиндра при изменении мощности энерговыделений;
- 3) изменение во времени температуры центра бесконечного равномерно обогреваемого сплошного цилиндра при изменении граничных условий (увеличение и уменьшение температуры теплоносителя на 100 °С);
- 4) течение в необогреваемом канале с постоянным расходом теплоносителя на входе и скачкообразным изменением температуры теплоносителя на входе.

Валидация модели теплопередачи в теплообменниках выполнена сопоставлением результатов расчета по программе BURAN с аналитическим решением задачи о стационарном распределении температур по длине противоточного теплообменника без учета стенки. Для рассмотренных тестовых задач показано хорошее совпадение результатов. Тем самым проведена валидация основных моделей, используемых в программе BURAN.

Верификация программы BURAN на режимах, проведенных на работающих установках БОР-60 и БН-600:

- отключения всех циркуляционных насосов I и II контуров с последующим расхолаживанием при естественной циркуляции (ЕЦ) теплоносителя;
- экстренного снижения мощности реактора в результате отключения одного циркуляционного насоса;

- ЕЦ во II контуре при отсутствии воды в III контуре;
- отвода остаточных тепловыделений за счет тепловых потерь с корпуса реактора и оборудования II контура;
- срабатывания МАЗ (на РУ БОР-60) и расхолаживания через ВТО.

2. Расчетный анализ режима “полное обесточивание” со срабатыванием БАЗ с пассивным отводом тепла от корпуса реактора и трубопроводов II контура

В рамках программы продления ресурса работы установки и обоснования безопасности в ОКБМ по программе BURAN выполнен анализ предельной аварии с потерей теплоотвода ПГ, имеющий конечной целью оценку температурного состояния активной зоны и корпуса реактора.

Ранее выполненные расчеты в консервативных предположениях (без учета или с частичным учетом теплопотерь от основного оборудования) показали, что при расхолаживании установки в запроектом режиме “полное обесточивание с прекращением расхода питательной воды” возможен значительный разогрев активной зоны и теплоносителя в контурах вплоть до кипения натрия и плавления топлива.

Расчеты в обоснование безопасной эксплуатации РУ БН-600 по программе BURAN проводились для случая расхолаживания установки только за счет теплопотерь в окружающую среду от корпуса реактора и трубопроводов II контура при ЕЦ теплоносителей I и II контуров. Цель – оценка аккумулирующих свойств и свойств самозащищенности установки. Результаты расчета этого режима приведены на рис. 2...5 в виде графиков изменения основных параметров РУ.

Как видно из рис. 2, после выбега ГЦН I контура через активную зону развивается ЕЦ. В процессе прохождения режима расход ЕЦ теплоносителя I контура уменьшается с $\sim 3,5$ до $\sim 1,2 \% G_{\text{ном}}$.

Приведенный на рис. 3 график изменения расхода натрия II контура показывает, что в данном случае развивается устойчивая ЕЦ теплоносителя. В течение рассматриваемого времени она изменяется от ~ 12 до $\sim 4 \% G_{\text{ном}}$ в первые 1000 с и от ~ 2 до $\sim 6 \% G_{\text{ном}}$ в дальнейший период.

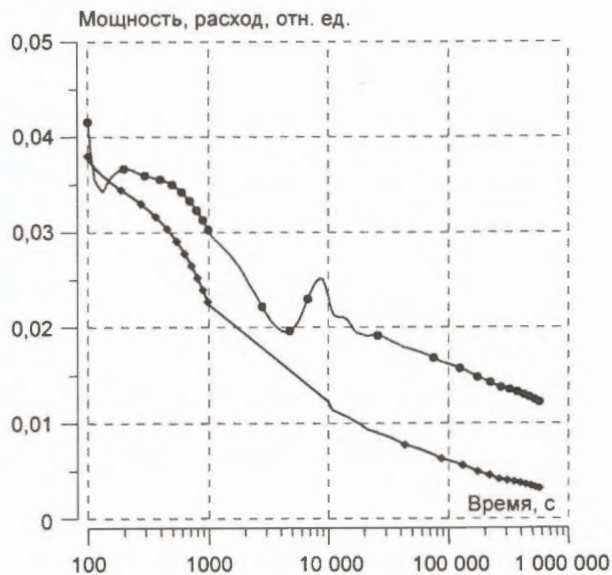


Рис. 2. Изменения мощности (♦) реактора и расхода (●) теплоносителя через активную зону

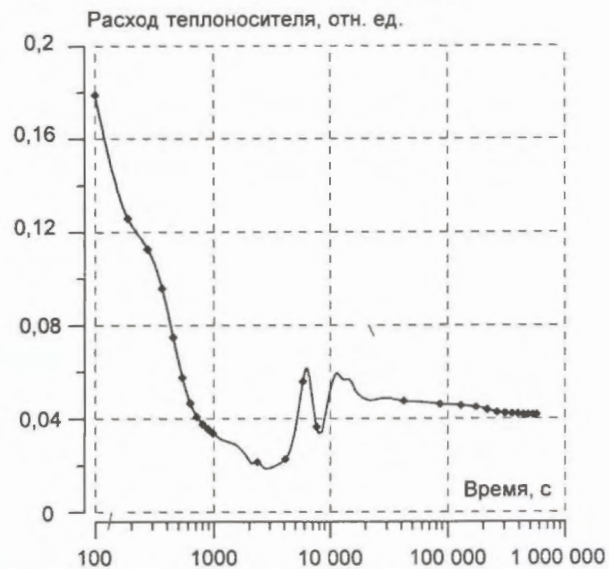


Рис. 3. Изменения расхода теплоносителя II контура через ПТО

Из рис. 4 видно, что через ~ 1000 с после срабатывания аварийной защиты температура теплоносителя на выходе из активной зоны начинает монотонно расти и к $\sim 300\,000$ с (3,5 сут) достигает максимума ~ 805 °С. После этого начинается медленное снижение данной температуры. Температура теплоносителя на входе в активную зону через ~ 1 час после начала переходного процесса начинает увеличиваться и к 3,5 сут достигает максимума 736 °С.

Рост температуры натрия I контура на входе в ПТО начинается с $\sim 8\,000$ с (2 часа) рассматриваемого процесса. Максимальное значение данной температуры составляет ~ 778 °С. Увеличение температуры теплоносителя на вы-

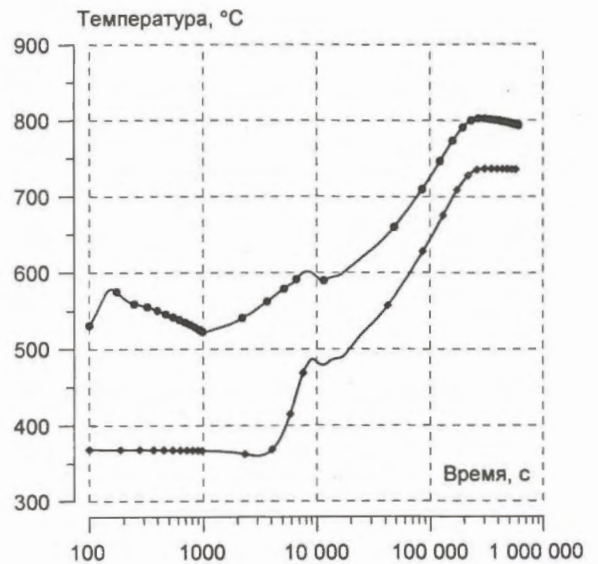


Рис. 4. Изменения температуры натрия: ♦—♦—♦ на входе в активную зону, ●—●—● на выходе из ТВС активной зоны

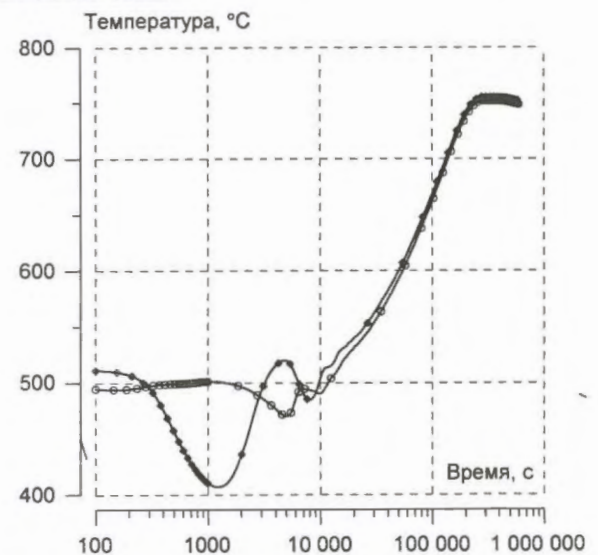


Рис. 5. Изменения температуры натрия II контура: □—□—□ на входе в ПГ, ○—○—○ на выходе из ПГ

ходе из ПТО начинается с ~ 300 с и продолжается до $\sim 300\,000$ с (3,5 сут), где температура достигает максимума ~ 747 °С. После этого начинается ее медленное снижение.

На рис. 5 приведены графики изменения температур теплоносителя II контура на входе и выходе ПГ. Как видно из этого рисунка, температура на входе в ПГ отслеживает температуру натрия II контура на выходе из ПТО. Температура теплоносителя на выходе из ПГ быстро возрастает в первые секунды переходного процесса до ~ 500 °С и остается на этом уровне до $\sim 10\,000$ с (2,5 часа). После этого начинается ее монотонный рост до ~ 752 °С, а с $\sim 300\,000$ с (3,5 сут) начинается медленное снижение данной температуры.

Заключение

Выполненный расчетный анализ показал, что даже в случае полного отсутствия какого-либо вмешательства персонала максимальная температура натрия на выходе из активной зоны в режиме со срабатыванием БАЗ имеет значение ~ 805 °С и не достигает температуры кипения натрия, что свидетельствует о высоких самокомпенсирующих свойствах РУ. Рост температуры теплоносителя на входе в ПТО вызывает соответствующий нагрев корпуса реактора. Максимальная температура корпуса в этих условиях достигает значения 780 °С. Имеющийся резерв времени (~ 1 сут) позволяет принять специальные дополнительные меры по организации теплоотвода с целью ограничения прогрева корпуса реактора, трубопроводов и оборудования II контура, а также сохранения их целостности.

Контактный тел.: (831)275-45-08, Горбунов Валерий Сергеевич

Список литературы

1. Митенков Ф.М., Багдасаров Ю.Е., Букиша Ю.К. и др. Инженерные методы анализа режимов с естественной циркуляцией в установках типа БН // Атомная энергия, том 63, 1987.
2. Клочков О.Б., Богданова Е.В., Горбунов В.С. и др. Совершенствование инженерных кодов для расчетов динамики установок типа БН / Межотр. тематич. конф. "Теплогидравлические аспекты безопасности ЯЭУ с реакторами на быстрых нейтронах", г. Обнинск, 16-18 ноября 2005 г.

Статья поступила в редакцию 19 ноября 2007 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
с. 56 – 59.

УДК 621.039.534

Механизмы фрагментации кориума в теплоносителях (вода, натрий)

Ю.И. Загорулько,

ФГУП "ГНЦ РФ-ФЭИ", 249033, г. Обнинск Калужской обл., пл. Бондаренко, 1

Представлен критический обзор моделей тонкой фрагментации имитаторов кориума применительно к адекватному описанию термического взаимодействия (ТВ) расплавленного топлива и теплоносителя при постулируемых тяжелых авариях с плавлением активной зоны реактора. Рассмотрены основные положения возможного механизма тонкой фрагментации кориума и подтверждающие их экспериментальные результаты. Приведено объяснение различий коэффициентов конверсии при ТВ имитаторов кориума (ZrO_2 , UO_2) с водой и натрием.

Corium fragmentation mechanisms in the coolants (water, sodium). Yu.I. Zagorul'ko. It is presented critical review of corium simulants fine fragmentation models, as applied to adequate description of molten fuel/coolant thermal interaction in postulated severe accidents with reactor core meltdown. Principal aspects and supporting experimental results of corium fine fragmentation possible mechanism are considered. Distinction in mechanical energy release efficiency of the corium simulants (ZrO_2 , UO_2) in their thermal interaction with water and sodium is explained.

Термическое взаимодействие, возникающее при контакте и прогрессирующем перемешивании двух жидкостей с существенно различающимися начальными температурами и более высокой летучестью менее нагретой жидкости, имеет широкую область проявлений в различных отраслях промышленности (металлургия, производство бумаги, сжиженных газов, стекла и т.д.) и в природе (взаимодействие лавы с водой при подводном извержении вулканов), являясь причиной производственных аварий и экологических катастроф.

В анализе безопасности реакторов различных типов ТВ рассматривается как одна из возможных стадий сценария развития тяжелых аварий с плавлением активной зоны. Взаимное перемешивание кориума (расплав материалов

активной зоны) с теплоносителем (натрий, вода) при некоторых условиях может приводить к образованию пространственно ограниченной неравновесной системы, обладающей высоким энергетическим потенциалом в виде тепловой энергии кориума.

Необходимым условием быстрой передачи энергии от кориума к теплоносителю (с последующим его испарением) служит резкое развитие поверхности раздела между ними. Это условие предполагает наличие физических механизмов, которые могут быть реализованы в системе "кориум-теплоноситель" при заданных составе и состоянии, обеспечивающих тонкое диспергирование (фрагментацию) первичных фрагментов кориума в достаточно коротком временном интервале. Расширение образу-

щейся паровой фазы сопровождается совершенством работы против внешних инерционных ограничений при одновременном протекании процессов конденсации на границе раздела с "холодным" теплоносителем.

Энергетический эффект ТВ принято характеризовать величиной коэффициента конверсии, определяемого в виде процентного отношения работы расширения системы к исходной тепловой энергии кориума. В зависимости от величины коэффициента конверсии и временных масштабов ТВ подразделяются на высокоэнергетические и низкоэнергетические. При временном масштабе $\sim 10^{-4} \dots 10^{-3}$ с процессов тонкой фрагментации высокотемпературного компонента и увеличении поверхности теплообмена в $\sim 10^3$ раз процесс парообразования в холодной жидкости в некоторых системах принимает взрывной характер и носит название парового взрыва. В системах, термически взаимодействующих по типу парового изрыва, происходит формирование локальной волны давления, распространение которой в грубодиспергированной системе вызывает тонкую фрагментацию высокотемпературного компонента, обеспечивая ее поддержание и усиление.

Необходимо отметить, что часто используемое в литературе разделение ТВ на мелко- и крупномасштабные не связано с количественными характеристиками взаимодействующей системы. Принципиальное различие между ними заключается в кинетике установления непосредственного контакта поверхности фрагментов высокотемпературной жидкости с окружающей низкотемпературной жидкостью. При совершенном смачивании непосредственный контакт достигается мгновенно, что создает предпосылки практически мгновенного перегрева холодной жидкости и ее испарения по механизму гомогенной (или гетерогенной) нуклеации, если контактная температура равна или превышает соответствующее значение.

Мелкомасштабное ТВ происходит при постепенном установлении непосредственного контакта в результате улучшения смачивающих характеристик холодной жидкости по мере ее разогрева. Исследования ТВ применительно к задачам анализа безопасности ядерных энергетических установок имеют своей целью:

- обоснование невозможности крупномасштабного ТВ для систем "кориум-натрий" и "кориум-вода" при их конфигурациях и параметрах, достигаемых при постулируемых тяжелых авариях с плавлением активной зоны реактора;

- реалистичные оценки значений коэффициентов конверсии при протекании ТВ в достаточно широком и консервативно заданном параметрическом пространстве возможных состояний указанных выше систем;
- исследования комплекса физических механизмов, ответственных за процессы тонкой фрагментации кориума.

Предложенные фундаментальные теоретические модели ТВ: теория спонтанной нуклеации [1] и детонационная теория [2] недостаточно обоснованы в описании стадии распространения ТВ и в некоторых основных положениях, объясняющих механизм эскалации крупномасштабного взаимодействия. Ввиду этого существенная роль принадлежит экспериментальным исследованиям ТВ, выполняемым с различными имитаторами кориума и направленным на детальное изучение отдельных его стадий.

Здесь приводится обобщенный анализ моделей тонкой фрагментации кориума и некоторых других стадий ТВ с привлечением экспериментальных и расчетных данных в ранее выполненных исследованиях систем "Na-UO₂", "Na-ZrO₂", "H₂O-ZrO₂" [3, 4]. В этом анализе ввиду ограниченного объема не представлялось возможным дать описание самих моделей ТВ или приводить детальную аргументацию высказываемых критических положений.

Обобщенный анализ основных положений моделей ТВ

Исследования ТВ и попытки его теоретической интерпретации как физического явления показали сложную природу и многообразие процессов, вовлеченных в механизмы и феноменологию его протекания. Принятое в настоящее время подразделение крупномасштабного ТВ на отдельные стадии обязано своим происхождением феноменологии, сформулированной в рамках детонационной теории [2]. Эти стадии включают:

- предварительное грубое перемешивание (премиксинг) кориума с теплоносителем после достижения их контакта;
- триггеринг-процесс, представляющий собой локальное возмущение квазистационарного состояния грубоперемешанной системы "кориум-теплоноситель";
- распространение возмущения, инициированного триггеринг-процессом в грубоперемешанной системе;

– усиление или эскалация возмущения за счет процессов тонкой фрагментации кориума.

При экспериментальных исследованиях и в теоретическом анализе возможных механизмов тонкой фрагментации кориума как необходимого (но недостаточного!) условия высокоэнергетического взаимодействия с теплоносителем рассмотрен широкий класс физических процессов, которые могут быть ответственны за дезинтеграцию крупных фрагментов, возникающих на стадии премиксинга.

В целом эти процессы могут быть классифицированы в виде следующих групп:

- гидродинамическое смешение;
- термогидравлические неустойчивости;
- быстрый разогрев теплоносителя;
- быстрое охлаждение расплава кориума;
- специфические эффекты различной природы: внутренняя акустическая кавитация, химические реакции, импульсное воздействие внешнего давления, выход газов, растворенных в кориуме, столкновение фрагментов между собой и элементами конструкций в зоне взаимодействия.

Анализ механизмов тонкой фрагментации кориума целесообразен в их соотношении к отдельным стадиям ТВ.

Процессы чисто гидродинамической природы (ударная фрагментация кориума, процессы увлечения и захвата теплоносителя кориумом, гидродинамические неустойчивости на границе раздела кориума с теплоносителем) не могут рассматриваться в качестве основного механизма высокоэнергетического ТВ, но по своим как энергетическим, так и кинетическим характеристикам они соответствуют условиям обеспечения предварительного перемешивания (премиксинга) расплава кориума и теплоносителя в масштабах, достаточных для реализации состояния системы, когда возможно развитие широкомасштабного взаимодействия.

Необходимо отметить, что часто принимаемое в расчетных моделях предположение об одинаковом размере первичных фрагментов кориума, образуемых на стадии премиксинга, едва ли приемлемо. Процессы дезинтеграции сосредоточенной массы жидкости или струи при динамическом контакте с другой жидкой средой носят случайный характер. Это приводит к образованию систем фрагментов, распределенных по размерам в определенном интервале значений. Данное положение имеет принципиальный характер при описании эволюции термически взаимодействующих систем.

В том случае, когда премиксинг проходит в условиях пленочного режима кипения теплоно-

сителя, процессы перемешивания протекают более полно, что повышает вероятность достижения системой “кориум–теплоноситель” состояния, соответствующего развитию крупномасштабного ТВ. Экспериментально не установлена достаточность гидродинамического и/или термогидродинамического смешения для реализации ТВ по типу парового взрыва. Равным образом, наличие или необходимость премиксинга не вытекают из анализа паровых взрывов, зарегистрированных при авариях на промышленных объектах. В то же время ТВ в системе UO_2 -Na, как следует из экспериментов [3, 5, 6], приводит к тонкому диспергированию UO_2 практически в отсутствие премиксинга и пленочного кипения натрия в начале взаимодействия.

Расчетные оценки показывают, что энергия смешения составляет очень незначительную часть от тепловой энергии кориума. По-видимому, предположение о необходимости предварительного грубого перемешивания термически взаимодействующих жидких сред для последующей реализации крупномасштабных ТВ следует признать правомерным с учетом возможного вклада ударной фрагментации при их первоначальном контакте.

На стадии премиксинга система термически взаимодействующих сред достигает некоторого квазистационарного состояния. Триггеринг представляет собой единичный локальный процесс или некоторую их совокупность, приводящих к достаточно интенсивному возмущению квазистационарного состояния системы и развитию процессов тонкой фрагментации высокотемпературного компонента. В качестве механизмов триггеринг-процесса предложены разнообразные физические явления, совместимые с квазистационарным состоянием системы, достигаемым после стадии премиксинга. Внутренний (т.е. реализуемый в самой системе) триггеринг-процесс для формирования локальной волны давления должен включать прямой контакт между первичным фрагментом кориума и теплоносителем.

В некоторых моделях такой контакт объясняется коллапсом паровой оболочки (механизм транспозиции). Однако в этом случае температура теплоносителя и его паровой фазы должна снизиться до уровня, соответствующего стабилизации пленочного режима кипения. Этот механизм, по-видимому, приемлем для термически взаимодействующих систем, в которых высокотемпературный компонент на стадии премиксинга остается в жидком состоянии в промежуток температур от точки кипения до кри-

тической точки низкотемпературного компонента.

Этот механизм, контролируемый факторами, определяющими стабильность парового слоя, и характеристиками смачивания высокотемпературного компонента низкотемпературным, заведомо неприемлем для систем ZrO_2-Na , UO_2-Na , в которых пленочный режим кипения натрия невозможен. В системах ZrO_2-H_2O , UO_2-H_2O , как показывают расчеты, первичные фрагменты в процессе премиксинга успевают поверхностно затвердеть.

Триггеринг-процесс может быть обусловлен воздействием на систему внешних факторов динамической природы (например, внешний импульс давления, резкое изменение условий на границе системы и т.д.). В условиях, когда такое воздействие может быть оценено количественно, представляется возможным оценить размер единичного фрагмента, достаточный для протекания триггеринг-процесса по тому или другому механизму. Так, например, при проведении исследований ТВ в системе $Sn-H_2O$ для инициации триггеринг-процесса использовался импульсный перегрев воды на тонких проволочках из различных материалов. Приблизительные численные оценки показывают, что на проволочках при темпе их разогрева $\sim 10^8 \dots 10^9$ град \cdot с $^{-1}$ достигались величины теплового потока, составляющие $\sim 200 \dots 400$ МВт \cdot м $^{-2}$ при энергии $15 \dots 20$ Дж электрического импульса, подаваемого на проволочку. Эти оценки достаточно хорошо согласуются с экспериментальными данными [7, 8].

Согласно [7] гомогенная нуклеация в воде возникает при скоростях 10^7 град \cdot с $^{-1}$ разогрева проволочки, что соответствует диапазону давлений $\sim 3,8 \dots 6,6$ МПа в сжатом слое воды. Этот диапазон в хорошем приближении соответствует экспериментальным результатам [8], где ударная волна с давлением ~ 6 МПа во фронте получена при электрическом разогреве платиновой проволочки ($\varnothing 0,1$ мм, длина 5 мм) по истечении 5 мкс от начала подачи электрического импульса. На основе этих данных можно оценить минимальный размер фрагментов расплава UO_2 , достаточный для инициации триггеринг-процесса в воде по механизму гомогенной нуклеации.

Принимая, что исходный фрагмент (образующийся на стадии премиксинга), имеющий сферическую форму с радиусом R_f , в течение $\Delta t = 5$ мкс полностью передает свою тепловую энергию $Q_{T,f} = 18$ Дж окружающей воде, тогда

$$R_f = \left(\frac{Q_{T,f}}{4\pi q \Delta t} \right)^{0,5} = 0,89 \text{ см}, \quad (1)$$

где величина теплового потока q принята равной 300 МВт \cdot м $^{-2}$. В свою очередь, исходя из величины удельного теплосодержания $Q'_{T,UO_2} = 1,4$ МДж \cdot кг $^{-1}$ расплава UO_2 (при $3 \cdot 10^3$ К),

$$R_f = \left(\frac{3 \cdot 10^3 Q_{T,f}}{4\pi \rho_{UO_2} Q'_{T,UO_2}} \right)^{1/3} = 0,64 \text{ см}, \quad (2)$$

где $\rho_{UO_2} = 11,9$ г \cdot см $^{-3}$.

Полученные значения R_f достаточно близки (с учетом погрешностей экспериментальных измерений) между собой и приблизительно в два раза выше оценок среднего радиуса фрагментов, получаемых на стадии премиксинга в соответствии с моделями гидродинамического смешения. Следует отметить однако, что триггеринг-процесс, связываемый в некоторых моделях с осуществлением прямого контакта, заведомо неприменим к таким системам, как UO_2-H_2O и ZrO_2-H_2O , и ряду другим.

В моделях прямого контакта между компонентами термически взаимодействующей системы предполагается, что для иницирования крупномасштабного ТВ этот контакт должен достигаться на большей части межфазной границы и приводить к существенному перегреву теплоносителя. Данные положения, по-видимому, неприемлемы для систем, в которых высокотемпературный расплав претерпевает затвердевание. Напряжения, возникающие в затвердевающем фрагменте за счет температурных градиентов и фазового перехода, могут вызывать фрагментацию высокотемпературного материала. Этот процесс в сочетании с гидродинамическим премиксингом системы приводит к развитию поверхности, достаточной для реализации крупномасштабного ТВ.

Разрушение частично затвердевших фрагментов в свою очередь может приводить к струйному истечению расплава, содержащегося в остающемся еще жидким ядре фрагмента, обеспечивая достижение прямого контакта между кориумом и теплоносителем. В частности, этот механизм приемлем для тех систем, в которых поверхностная температура исходных (образовавшихся на стадии премиксинга и уже частично затвердевших) фрагментов высокотемпературного компонента существенно превышает критическую температуру теплоносителя, например, для систем UO_2-H_2O , ZrO_2-H_2O и др.

В этих случаях микроструи перекрывают паровой слой, экранирующий фрагменты до момента их разрушения. Микроструи при ско-

рости истечения, обеспечивающей превышение критического значения числа Вебера, могут подвергаться дроблению, увеличивая таким образом поверхность прямого контакта между кориумом и теплоносителем.

Образование микроструй связано с механизмом, который представлен в [4], и предполагает проникновение теплоносителя внутрь поверхностно затвердевшего первичного фрагмента через дефекты, возникающие в твердой оболочке вследствие тангенциальных термических напряжений. Движущей силой этого проникновения служит перепад давлений между полостью фрагмента (формируемой в процессе затвердевания за счет разности плотностей при фазовом переходе) и окружающей средой. Последующий перегрев и испарение теплоносителя приводят к разрушению твердой оболочки и струйному истечению жидкого ядра. Этот механизм может носить множественный характер, осуществляясь в узком временном интервале на целом ансамбле первичных фрагментов, снимая таким образом вопросы, связанные с распространением ТВ на систему в целом. С другой стороны, он может обуславливать положительную обратную связь, инициируя разрушение твердых оболочек других фрагментов, обеспечивая когерентность взаимодействия, что подтверждается исследованием морфологии конечных фрагментов.

В экспериментах, выполненных на установке ТВМТ с системами ZrO_2-H_2O , в составе конечных фрагментов, полученных при высокоэнергетических ТВ, сопровождаемых генерацией волны давления, регистрировались частицы, которые имели геометрию полых сфер с толщиной стенки 150...250 мкм и одно или несколько отверстий с формой их раскрытия,

свидетельствующей об истечении расплава наружу. В некоторых случаях фрагменты имели морфологию 2...3 встроенных полых сфер или полый наружной сферы и твердого внутреннего сферического ядра. В указанных экспериментах для получения расплавов применялась термитная смесь $Zr + Fe_2O_3$ с повышенным по отношению к стехиометрическому составу содержанием оксида железа. В результате затвердевший расплав $Zr + Fe_2O_3$ обладал более высокой пластичностью.

Механизм затвердевающей оболочки как исходный процесс тонкой фрагментации расплавов керамических материалов в воде подтверждается микроскопическими анализами геометрии конечных фрагментов, полученных в эксперименте с относительно низким энергетическим выходом (коэффициент конверсии составил величину $3,3 \cdot 10^{-1} \%$) при ТВ расплава $ZrO_2 + Fe$ с водой. Результаты измерений представлены в таблице.

Используемые выборки фрагментов формировались на основе аликвотных долей, отбираемых из различных рассеивов после ситового анализа конечных фрагментов. Приведенные в таблице геометрические размеры \bar{L}_X , \bar{L}_Y , \bar{L}_Z соответствуют ребрам параллелепипеда максимального объема, вмещающего индивидуальный фрагмент:

- \bar{L}_X – осредненный максимальный размер, установленный для выборки фрагментов в пределах заданного диапазона;
- \bar{L}_Y – осредненный максимальный размер фрагментов той же выборки при повороте предметного стекла на 90° по отношению к первоначальному его положению;

Т а б л и ц а результатов измерений геометрических размеров материалов конечных фрагментов, полученных при ТВ в системе "расплав ($ZrO_2 + Fe$)- H_2O "

№№ выборок	Заданный интервал выборки по величине L_X , мкм	Количество фрагментов в составе выборки	Усредненные геометрические размеры фрагментов		
			\bar{L}_X , мкм	\bar{L}_Y , мкм	\bar{L}_Z , мкм
1	1 800...1 600	11	1 730	1 380	175
2	1 600...1 400	9	1 520	1 250	172
3	1 400...1 200	7	1 280	980	165
4	1 200...1000	12	1 160	790	168
5	1000...800	10	890	620	193
6	800...600	13	730	480	218
7	600...400	8	490	320	207
8	400...300	14	360	280	215
9	300...200	12	270	242	212
10	200...150	15	180	176	172
11	150...100	15	140	134	136
12	100...50	15	70	72	72

- \bar{L}_z – осредненный максимальный размер выборки фрагментов в направлении, нормальном к плоскости предметного стекла.

Общий ансамбль исследуемых выборок может быть разделен на три группы: 1) диапазоны 1-4; 2) диапазоны 5-9; 3) диапазоны 10-12. Первые две группы характеризуются достаточно близкими (в пределах данной группы) значениями \bar{L}_z (среднее квадратическое отклонение для первой группы равно 12, для второй группы 9). Для фрагментов выборок третьей группы характерна близость значений всех трех размеров \bar{L}_x , \bar{L}_y , \bar{L}_z в пределах каждой выборки. Фрагменты первых двух групп характеризуются уплощенной формой. Фрагменты третьей группы имеют форму, близкую к сферической.

Приведенные результаты свидетельствуют о том, что процессы тонкой фрагментации расплава ($ZrO_2 + Fe$) при ТВ с водой протекают в соответствии с моделью затвердевающей оболочки. Для исходно жидких капель расплава, затвердевающих при их охлаждении, толщина оболочек, при которой происходит их фрагментация, соответствует $\sim 150 \dots 220$ мкм. Диаметр капель расплава, затвердевающих без фрагментации, ≤ 200 мкм.

На стадии распространения и эскалации ТВ, рассматриваемых в детонационной теории [2], в качестве механизма тонкой фрагментации кориума принимается развитие неустойчивости Тэйлора вследствие возникновения поля относительных скоростей на межфазных границах при прохождении ударной волны через грубоперемешанную систему. Это положение, критерияльное для детонационной теории, вызывает вопрос о соответствии временных масштабов развития неустойчивости Тэйлора условиям поддержания и энергетической подкачки детонационной волны. Аналогичные возражения могут быть проверены и для механизма на основе срыва парового слоя.

Сформулированный выше механизм тонкой фрагментации расплавов керамических материалов в воде, предполагающий струйное истечение жидкого ядра частично затвердевшего фрагмента с последующим дроблением струи и осуществлением прямого контакта с водой, объясняет возможность высокоэнергетических ТВ в системах UO_2-H_2O и ZrO_2-H_2O и отсутствие таковых в системах UO_2-Na и ZrO_2-Na [3, 4]. В них контактная температура оказывается ниже не только критической точки, но и температуры спонтанной нуклеации.

1. Экспериментально-расчетные исследования ТВ имитаторов кориума на основе расплавов керамических материалов (UO_2 , ZrO_2) с водой и натрием свидетельствуют, что основным механизмом их тонкой фрагментации является струйное истечение (с последующим дроблением струи за счет ударной фрагментации) жидкого ядра поверхностно затвердевших первичных фрагментов, образующихся на стадии премиксинга.

Движущим механизмом истечения микроструй служит проникновение пара и/или жидкого теплоносителя внутрь фрагмента через дефекты, развивающиеся в его затвердевающей оболочке вследствие тангенциальных термических напряжений, обусловленных температурным градиентом. Процесс такого проникновения контролируется перепадом давления между окружающей средой и полостью внутри затвердевающего фрагмента, образующейся за счет разности плотностей его материала в твердом и жидком состояниях. Вследствие низкой пластичности керамических материалов перегрев и рост давления пара при контакте с жидким ядром наряду с истечением микроструй приводят к дезинтеграции отвердевших оболочек первичных фрагментов, что подтверждается непосредственными микроскопическими измерениями геометрии конечных продуктов фрагментации.

2. Энергетический эффект ТВ определяется прямым контактом вторичных жидких фрагментов с теплоносителем и зависит от его теплофизических характеристик и количества первичных дезинтегрируемых фрагментов. Так как температура контакта воды с расплавами UO_2 и ZrO_2 существенно превышает критическую, то при ТВ в системах UO_2-H_2O и ZrO_2-H_2O при достаточном количестве когерентно дезинтегрируемых первичных фрагментов возможно формирование мощной волны давления, что подтверждается результатами исследований системы ZrO_2-H_2O . ТВ принимает характер парового взрыва с коэффициентами конверсии, составляющими единицы процентов от исходной тепловой энергии расплава (1,8 МДж/кг). Высокоэнергетические ТВ реализуются при режимах истечения расплава ZrO_2 , обеспечивающих единовременный и поверхностно развитый первоначальный контакт с теплоносителем.

Контактная температура расплавов UO_2 и ZrO_2 при их взаимодействии с натрием существенно ниже температуры спонтанной нуклеации.

ции (и тем более критической точки). Поэтому ТВ в системах UO_2 -Na и ZrO_2 -Na не может протекать в виде парового взрыва. Энергетический эффект в этих системах контролируется переходным режимом кипения натрия с низкими значениями коэффициентов конверсии ($\sim 10^{-3} \dots 10^{-2} \%$). Следует ожидать, что величины коэффициентов конверсии существенно возрастают с уменьшением исходного недогрева натрия из-за снижения интенсивности процессов конденсации его паровой фазы на границе раздела с основной массой теплоносителя.

3. Предложенный механизм тонкой фрагментации кориума снимает вопрос об осуществимости ширококомасштабных ТВ в системах "кориум-теплоноситель" в соответствии с детонационной теорией.

Контактная информация – Загорулько Юрий Иванович, тел.: (48439)9-80-84, e-mail: sodium@ippe.ru

Список литературы

1. *Fauske H.K.* Role of Energetic Mixed Oxide Fuel-Sodium Thermal Interactions in LMFBR Safety / Proc. of 3-d CSNI Specialists Meeting on Na-Fuel Interactions in Fast Reactors. Tokyo, Japan. March 1976.
2. *Board S.R., Hall R.W.* Detonation of Fuel/Coolant Explosions // Nature. 1975. – 254. – P. 319 – 321.

3. *Загорулько Ю.И., Жмурич В.Г., Волов А.Н. и др.* Энергетические превращения в процессах термического взаимодействия расплавов материалов активной зоны с натрием // Атомная энергия. 2004. – Т. 96. – Вып. 5. – С. 367 – 373.

4. *Загорулько Ю.И., Жмурич В.Г., Волов А.Н. и др.* Экспериментальные исследования термического взаимодействия имитаторов кориума с теплоносителями (натрий, вода) // Теплоэнергетика. 2007. – № 12.

5. *Mizuta H.* Fragmentation of uranium dioxide after molten uranium dioxide-sodium interaction // J. Nucl. Sci. Technol. 1974. – 11. – P. 480 – 487.

6. *Amblard M.* Preliminary results on a contact between 4 kg of molten UO_2 and liquid sodium / PNC 251, 76-12. 1976. – P. 545 – 560.

7. *Скрипов В.П., Спицын Е.Н., Павлов П.А. и др.* Теплофизические свойства жидкостей в метастабильном состоянии. – М.: Атомиздат, 1960.

8. *Masahiro Shoji et al.* Pressure generation by rapid heating of metal wire in water / Proc. of multidisciplinary Int. Seminar on Intense Multiphase Interactions. Santa Barbara, California. June 9-13. 1980. – P. 201 – 206.

Статья поступила в редакцию 26 ноября 2007 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
с. 59 – 65.

УДК 621.039.542.4:621.039.526(047.31)

Экспериментальные исследования в обоснование устройства для локализации расплавленного топлива реактора БН-800

С.Л. Осипов, С.А. Рогожкин, В.А. Соболев, С.Ф. Шепелев,
ФГУП "ОКБМ", 603074, г. Нижний Новгород, Бурнаковский проезд, 15

Представлен анализ экспериментальных исследований, проведенных на стенде "Поддон" в обоснование разработанного ОКБМ устройства для сбора и охлаждения расплавленного топлива в реакторе БН-800. Полученные экспериментальные данные позволяют верифицировать соответствующие теплогидравлические программы.

Experimental research in order to confirm the device for collecting of melted fuel in BN-800 reactor. S.L. Osipov, S.A. Rogozhkin, V.A. Sobolev, S.F. Shepelev. In order to confirm the developed by ОКБМ device for collecting and cooling of melted fuel in BN-800 reactor the analysis of experimental research carried out at the "Tray" test facility was presented. The obtained experimental data allow verification of the corresponding heat-hydraulic codes.

В конструкции реактора БН-800 предусмотрено специальное удерживающее устройство (поддон), предназначенное для защиты днища корпуса реактора при тяжелой проектной аварии с расплавлением активной зоны (а.з.). При анализе работоспособности поддона необходимо проанализировать теплоотвод от фрагментов разрушенной а.з.

Для обоснования конструкции, подтверждения проектных характеристик поддона для сбора и локализации расплавленного топлива в БН-800 и получения экспериментальных данных для верификации расчетных программ в ОКБМ разработан и изготовлен стенд "Поддон" с использованием воды в качестве теплоносителя.

Эксперименты на стенде “Поддон” дали информацию о распределении температур по элементам конструкции и в воде, направлении и скорости циркуляции теплоносителя, что позволяет верифицировать соответствующие теплогидравлические программы.

1. Устройство для сбора расплавленного топлива реактора БН-800

В соответствии с нормативными документами плавление а.з. постулируется. При этом фрагменты разрушенной а.з. перемещаются вниз с проплавлением нижнего воспроизводящего экрана, коллекторов, напорной камеры и выходят в нижнюю натриевую полость перед днищем корпуса. С целью не допустить проплавления основного и страховочного корпусов реактора под напорной камерой расположено улавливающее устройство [1] для удержания на нем расплавленной а.з. (кориума).

Устройство для сбора топлива представляет собой поддон, состоящий из днища, конусной обечайки, приваренной к периферии днища, и опорной конструкции, которая крепится с помощью конусной обечайки к нижней плите опорного пояса. К днищу поддона приварены семь вертикальных проходок (тяговых труб) для организации естественной циркуляции (ЕЦ) натрия через поддон при аварии. Внутренняя поверхность поддона, наружная поверхность труб и конусных крышек облицованы тугоплавким молибденовым сплавом.

Устройство для сбора и локализации расплавленного топлива реактора БН-800 представлено на рис. 1. При анализе протекания аварии рассматриваются два предельных варианта ЕЦ теплоносителя при нахождении кориума на поддоне, когда разрушение напорной камеры не препятствует развитию ЕЦ теплоносителя через разрушенную а.з. (рис. 2) или приводит к полному перекрытию проходных сече-

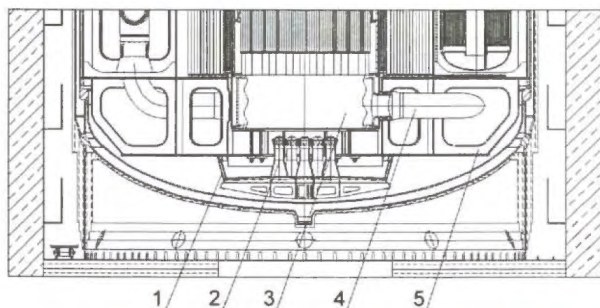


Рис. 1. Устройство для сбора расплавленного топлива реактора БН-800: 1 – поддон; 2 – тяговые трубы; 3 – напорная камера; 4 – напорный трубопровод; 5 – опорный пояс

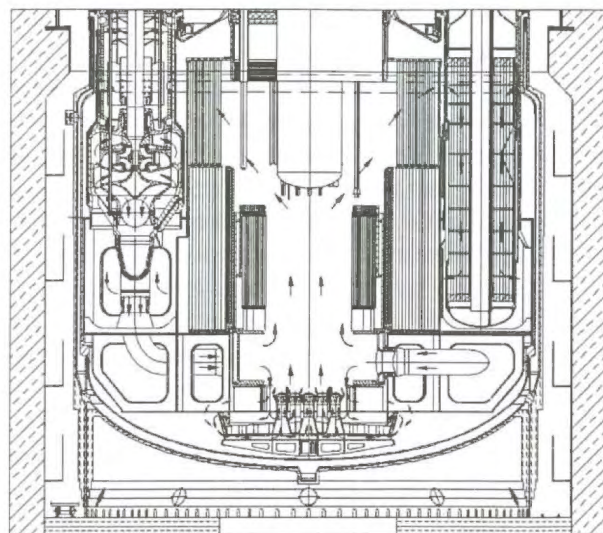


Рис. 2. Схема циркуляции теплоносителя при сквозном прожого напорной камеры

ний в нижней плите напорной камеры сталью расплавившихся ТВС (рис. 3).

2. Стенд “Поддон”

Стенд предназначен для моделирования теплогидравлических процессов в нижней части корпуса реактора и в районе поддона, конструкции которых выполнены с геометрическим подобием в масштабе 1:10. При этом моделируются опорный пояс реактора, напорная камера с напорными трубопроводами и поддон с семью тяговыми трубами, а днищевая часть корпуса реактора БН-800 и расплав топлива а.з. имитируются. Тепловыделения в расплаве топлива а.з. на поддоне имитируются двумя пластинчатыми спиральными электронагревателями суммарной мощностью 50 кВт. В качестве

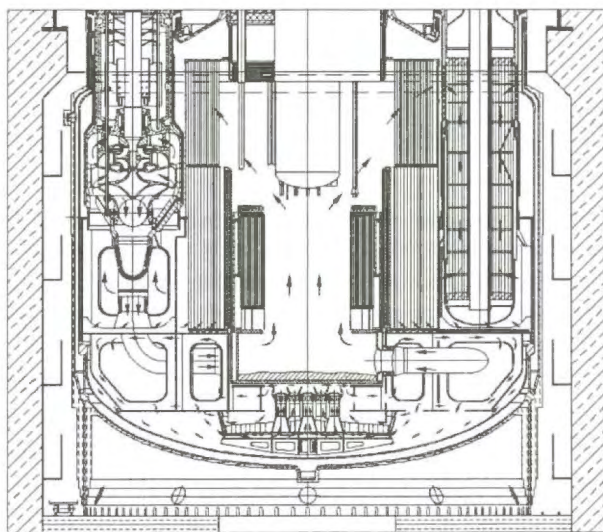


Рис. 3. Схема циркуляции теплоносителя при перекрытии нижней плиты напорной камеры сталью расплавленных ТВС

теплоносителя применяется дистиллированная вода с атмосферным воздухом над свободным уровнем. Шесть промежуточных теплообменников (ПТО) заменены одним кольцевым теплообменником "дистиллят-сетевая вода". Постулируемое в результате запроектной аварии полное или частичное проплавление плит напорной камеры моделируется степенью перфорированности верхней и нижней плит модели напорной камеры.

В состав стенда "Поддон" (рис. 4...6) входят:

а) собственно модель стенда (рис. 4), состоящая из:

- имитатора днищевой части корпуса реактора с теплоизоляцией;
- модели опорного пояса реактора;
- модели поддона с имитатором расплавленного топлива;
- теплообменника "дистиллят-сетевая вода";

б) постамент;

в) измерительная система;

г) средства электроснабжения стенда;

д) система проточного водоснабжения.

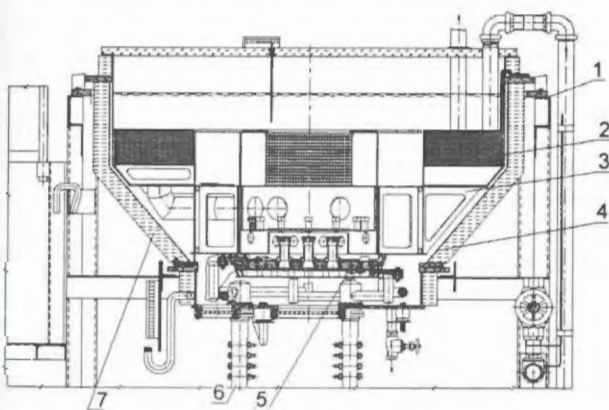


Рис. 4. Конструкция модели стенда "Поддон": 1 - постамент; 2 - теплообменник; 3 - опорный пояс; 4 - корпус; 5 - поддон с нагревателями; 6 - токопровод; 7 - теплоизоляция

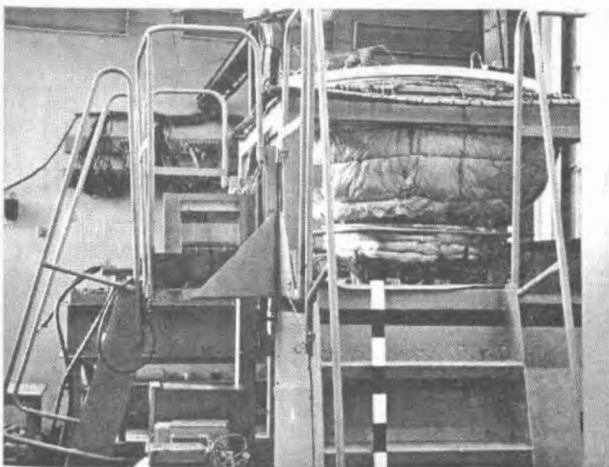


Рис. 5. Общий вид стенда "Поддон"

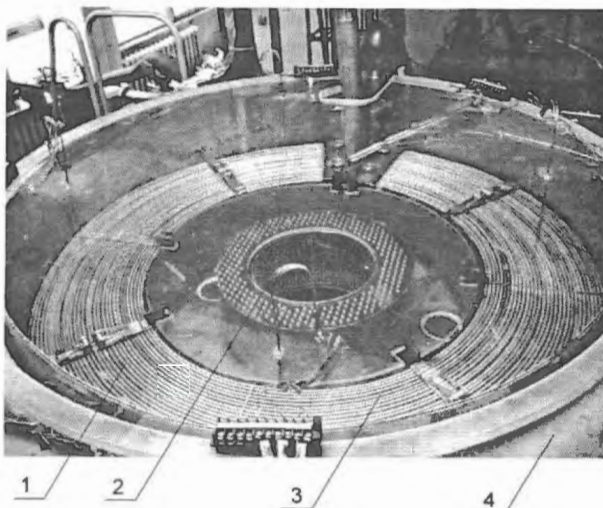


Рис. 6. Вид на модель сверху: 1 - прозрачная крышка модели; 2 - неплавящаяся часть а.з.; 3 - теплообменник; 4 - корпус

Основные технические характеристики стенда приведены в табл. 1.

Таблица 1. Технические характеристики стенда "Поддон"

Наименование параметра	Значение
Геометрический масштаб моделирования	1:10
Потребляемая электрическая мощность (на два электронагревателя) не более, кВт	50
Потребляемый расход сетевой воды через теплообменник не более, кг/с	5,56
Температура потребляемой сетевой воды:	
холодной не более, °С	20
горячей не менее, °С	40
Температура воды в полостях опорного пояса не более, °С	90
Объем дистиллированной воды в модели не более, м ³	0,6
Габариты модели:	
диаметр, мм	1 500
высота, мм	до 1000

Стенд снабжен средствами контроля и измерения параметров (установлены 233 термомпары и расходомерное устройство), входящими в состав информационно-измерительной системы, а также предусмотрены иллюминаторы для визуального наблюдения за развитием ЕЦ.

Цель экспериментальных исследований на стенде - получение информации о контурах циркуляции, возникающих в модели, и их устойчивости, распределении температур воды в контурах, величине мощности, выделяемой в поддоне, которая может отводиться через ПТО без кипения воды на поверхности нагревателей.

3. Экспериментальные исследования на стенде "Поддон"

Экспериментальные исследования на стенде "Поддон" проводились в два этапа:

- этап 1 – имитируется нахождение всех фрагментов а.з. на поддоне без перекрытия сталью отверстий, проплавленных в плитах напорной камеры;
- этап 2 – имитируется частичное или полное перекрытие сталью, имеющейся в расплаве, отверстий, проплавленных в плитах напорной камеры топливом.

На каждом этапе выполнены два вида испытаний с целью исследования теплогидравлических процессов при разогреве модели без подачи и с подачей охлаждающей воды в теплообменник (имитация соответственно отсутствия теплоотвода в ВТО и работы ВТО системы аварийного расхолаживания – САРХ).

Результаты экспериментальных исследований используются для верификации CFD (Computational Fluid Dynamics) кодов. В настоящее время по результатам экспериментов проводится подготовка раздела верификационного отчета 3D кода STAR CD.

4. Результаты первого этапа исследований на стенде "Поддон"

Эксперимент без подачи охлаждающей воды в теплообменник. На каждом электронагревателе установлена мощность 4 435 Вт, время эксперимента 6 часов. За это время средняя температура воды в модели возросла с 18 до 85,6 °С. На момент отключения электронагревателей самая низкая температура воды 73 °С

зафиксирована в днищевой части модели под поддоном, где ниже зоны интенсивной циркуляции около нижнего нагревателя конвекция отсутствует и тепло в нижний объем отводится только за счет теплопроводности.

Остальные объемы модели прогрелись к концу эксперимента до температуры 85...88 °С. В этих объемах стенда была развита ЕЦ воды. Зависимость среднего перепада температуры воды между входом и выходом семи тяговых труб, определяющего расход ЕЦ, приведена на рис. 7.

Эксперимент с подачей охлаждающей воды в теплообменник. Для быстрого разогрева модели суммарная мощность электронагревателей установлена в 25 кВт. В теплообменник подавалась охлаждающая вода с температурой 40 °С и расходом 0,4 м³/час. После достижения средней температуры I контура 55 °С на входе в теплообменник для перехода в режим стабилизации параметров мощность верхнего электронагревателя снижена до 4 435 Вт, а нижнего до 1 504 Вт. Режим стабилизации параметров длился ~ 2 часа.

Анализ показаний термопар, расположенных вблизи электронагревателей, показал, что кипение воды на поверхностях электронагревателя отсутствует ($t_{\text{верх}} = 87,13$ °С; $t_{\text{низ}} = 81,2$ °С). Из этих результатов видно, что температуры металла на верхней и нижней секциях электронагревателя почти равны, а мощность верхней секции больше в 2,95 раза. Это означает, что коэффициент теплоотдачи от верхней пластины электронагревателя примерно в 3 раза больше, чем от нижней.

Зависимость среднего перепада температуры воды между входами в теплообменник и

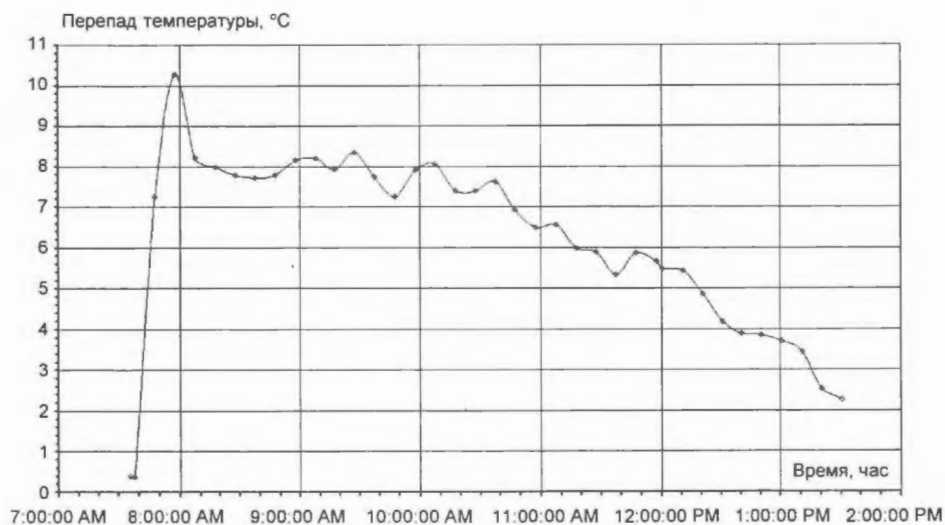


Рис. 7. Зависимость среднего перепада температуры воды между входом и выходом тяговых труб от времени работы стенда (без подачи сетевой воды в теплообменник)

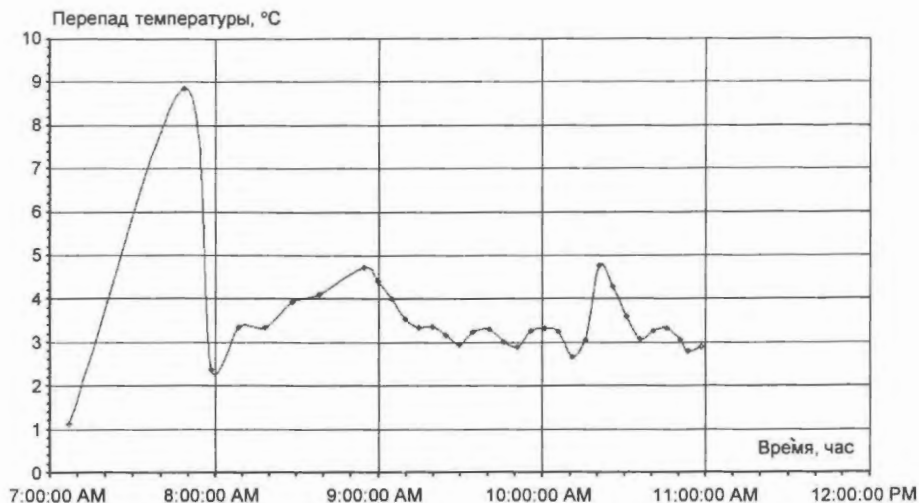


Рис. 8. Зависимость среднего перепада температуры воды между входами в теплообменник и напорные трубопроводы от времени работы стенда

напорные трубопроводы от времени работы стенда приведена на рис. 8. Объемный расход воды I контура в межтрубном пространстве теплообменника составляет $1,547 \text{ м}^3/\text{час}$, что в 1,5 раза больше, чем суммарный расход $1,02 \text{ м}^3/\text{час}$ около обеих секций нагревателя, рассчитанный по разности температур дистиллята, измеренных на выходах из тяговых труб и напорных трубопроводов.

5. Результаты второго этапа исследований на стенде "Поддон"

Исследования проводились при различной степени перфорации решеток на верхней и нижней плитах напорной камеры для четырех вариантов, представленных в табл. 2.

Таблица 2. Характеристики вариантов исследований

Варианты исследований:	Степень перфорированности верхней и нижней плит, %	
	верхней плиты	нижней плиты
1	100	50
2	10	50
3	100	0
4	10	0

Вариант № 4 дает наихудшие условия для развития ЕЦ (нижняя плита перекрыта полностью, верхняя на 90 %). Вследствие этого выход горячей воды, нагретой "около поддона" и в семи тяговых трубах, в напорную и верхнюю камеры к теплообменнику невозможен.

Протекание режимов с/без подачи охлаждающей воды в теплообменник аналогично протеканию режимов на первом этапе исследований.

Эксперимент без подачи охлаждающей воды в теплообменник. При анализе результатов исследований проводилось сравнение динамики разогрева воды для различных объемов стенда с результатами, полученными в эксперименте № 1. Снижение скорости разогрева составило от 0,36 до 1,26 °C/час, что свидетельствует об ухудшении условий для развития ЕЦ.

Эксперимент с подачей охлаждающей воды в теплообменник. Сравнение результатов проводилось с результатами аналогичного режима первого этапа. Абсолютное увеличение температур на стенде составило от 4,6 до 8 °C, средняя температура воды в стенде — ~ 65 °C.

Объемный расход воды I контура в межтрубном пространстве теплообменника составил $1,212 \text{ м}^3/\text{час}$. Этот расход меньше, чем в режиме при полностью открытых плитах напорной камеры, на 22 %. Снижение расхода связано с наличием верхней плиты напорной камеры, имеющей степень перфорированности 10 %.

Результаты экспериментов показывают, что даже при отсутствии теплоотвода от теплоносителя I контура к теплоносителю II контура в ПТО в большинстве объемов реактора будет развиваться ЕЦ. Тепло от расплава топлива за счет ЕЦ будет практически равномерно распределяться по объемам реактора и поглощаться за счет теплоемкости натрия и стали, что обеспечит большой запас времени для организации теплоотвода через парогенераторы или воздушные теплообменники САРХ.

При наличии теплоотвода в ПТО во всех режимах около поддона, в тяговых трубах и теплообменнике устанавливается и поддерживается устойчивая ЕЦ теплоносителя, тепловыделения отводятся при небольших перепадах температур.

Заключение

Эксперименты на стенде "Поддон" дали информацию о контурах циркуляции, возникающих в модели, и их устойчивости, распределении температур воды в контурах, величине мощности, выделяемой в поддоне, которая может отводиться в ПТО без кипения воды на поверхностях нагревателя, что позволяет верифицировать соответствующие теплогидравлические программы. В настоящее время по результатам экспериментов проводится подготовка раздела верификационного отчета 3D кода STAR CD.

Контактная информация – Рогожкин Сергей Александрович, тел.: (831)246-94-40, e-mail: birbraer@okbm.nnov.ru

Литература

1. Каманин Ю.Л., Рогожкин С.А., Соболев В.А. Устройство для сбора и охлаждения расплавленного топлива в реакторе БН-800 // Доклад на совместное заседание рабочих групп №№ 6 и 7 Соглашения Росатом-КАЭ Франции, Обнинск, 16-19 октября 2006 г.

Статья поступила в редакцию 19 ноября 2007 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
с. 65 – 70.

УДК 621.039.564.3

Повышение точности измерения температуры в ядерных реакторах

В.А. Каржавин, М.Н. Арнольдov,

ФГУП "ГНЦ РФ-ФЭИ", 249033, г. Обнинск Калужской обл., пл. Бондаренко, 1

Обобщены результаты исследований стабильности характеристик термоэлектрических преобразователей градуировки ХА, выполненных авторами и различными исследователями. Отдельные партии преобразователей подвергались влиянию нейтронного облучения (флюенс нейтронов до $2,4 \cdot 10^{21} \text{ см}^{-2}$), действию тепловых ударов, время эксплуатации в разных условиях достигало 61 тыс. часов при температуре до 600 °С. Предложена общая зависимость погрешности измерения температуры, а также доверительного интервала отклонений при доверительной вероятности 0,95 от времени и температуры.

Increasing temperature measurement accuracy in nuclear reactors. V.A. Karzhavin, M.N. Arnol'dov. The results of stability investigation of characteristics of thermocouple type K performed by the authors and other investigators are generalized. Some set of the thermocouples were irradiated by neutrons (fluence of neutrons was up to $2,4 \cdot 10^{21} \text{ cm}^{-2}$) and effected by heat shock. Period of operation indifferent conditions amounted to 61 thousand hours at the temperature up to 600 °C. The general dependence of an errors of the temperature measurements from time and temperature and also a confidential interval of deviations from time and temperature are offered at confidential probability 0,95.

Для измерения температуры в активных зонах ядерных реакторов используются термоэлектрические преобразователи градуировки ХА, которые во время эксплуатации испытывают на себе воздействие множества факторов, вызывающих изменение первоначальной градуировки. К ним относятся высокие температуры и тепловые удары, механические нагрузки, радиационное облучение, длительное время эксплуатации. Оценке погрешности измерения температуры, возникающей при этом, посвящены работы ряда исследователей.

Так, в работах [1, 2] обобщен опыт исследования различных партий термопар градуировки ХА, изготовленных в разных условиях (в том числе в заводских и лабораторных), эксплуатировавшихся в течение времени до 61 тыс. часов в интервале температур от 200 до

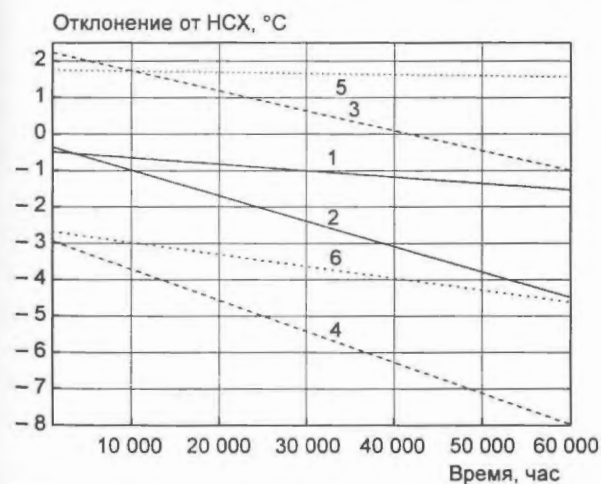
600 °С как без облучения в экспериментальных установках и на тепловых электростанциях, так и в ядерных установках при наборе термопарми флюенса нейтронов до $2,4 \cdot 10^{21} \text{ см}^{-2}$ ($E > 0,4$ МэВ).

Количество преобразователей составляло от нескольких десятков до нескольких сотен. В результате этих исследований показано, что возникающий при эксплуатации дрейф градуировок преобразователей может быть описан математической зависимостью $\mu[\Delta] = 0,7 - 0,25T - (0,23 + 0,34T)(\tau - 1,3 \cdot 10^4)/1,3 \cdot 10^4$. Здесь $\mu[\Delta]$, °С – математическое ожидание отклонения показаний термопар от стандартной номинальной статической характеристики (НСХ) (погрешности измерения), $T = (t, \text{°C} - 500)/100$ – приведенная температура, τ – время, час.

Также показано, что закон распределения отклонений от НСХ (погрешностей) для термопар этого типа соответствует гауссовому (нормальному). Границы интервалов, в которых находятся отклонения (погрешности) показаний термопар, при доверительной вероятности 0,95 описываются уравнением $F(^{\circ}\text{C}) = \mu[\Delta] \pm I_{\beta}$, где $I_{\beta} = 2,376 + 0,198T + 0,198(\tau - 1,3 \cdot 10^4)/1,3 \cdot 10^4$. На рисунке приведен пример зависимости отклонений от температуры и времени эксплуатации.

Отметим, что разброс показаний в зависимости от времени, предсказываемый приведенными выше зависимостями, меньше допустимых границ по ГОСТ Р 50431-92. В ГОСТ 8.558-2001 допустимые границы дрейфа в зависимости от времени не указываются. Также отметим выявленную нечувствительность полученной зависимости от условий изготовления и эксплуатации преобразователей [1, 2].

Близкие результаты получены в работе [3]. В ней приведены результаты наблюдений за изменением градуировочной характеристики термоэлектрического преобразователя градуировки ХА при температурах 300 и 615 °С в течение 18 000 и 15 000 часов, соответственно. Испытывались герметичные преобразователи на основе термопарного кабеля КТМС (диаметр не указан). Внешней средой для преобразователей служил вакуум (параметры не указаны).



Зависимость от температуры и времени эксплуатации отклонения градуировочной характеристики термопары ХА от НСХ: 1 – математическое ожидание отклонения при 500 °С; 2 – математическое ожидание отклонения при 700 °С; 3, 4 – границы доверительного интервала математического ожидания при 700 °С при доверительной вероятности 0,95; 5, 6 – границы доверительного интервала математического ожидания при 500 °С при доверительной вероятности 0,95

Количество испытуемых преобразователей составило 20 штук, что, по-видимому, достаточно для корректной статистической обработки результатов наблюдений.

Статистической обработкой показано, что дрейф термоэДС описывается линейной моделью $\Delta E = a + b\tau$, где ΔE – изменение термоэДС, a и b – постоянные коэффициенты. Величины коэффициентов не приводятся, однако указывается, что среднее для всего интервала наблюдений изменение термоэДС за каждые 1000 часов лежит в пределах 0,03...0,17 °С для 300 °С и 0,03...0,125 °С для 615 °С. Аналогичные результаты получены и другими исследователями относительно малых партий преобразователей.

Отсюда видно, что ожидаемая погрешность измерения температуры с помощью преобразователей ХА может удовлетворить требованиям во многих технических приложениях. Однако, требования к величине погрешности измерения температуры, например, в надзонном пространстве реактора типа ВВЭР существенно более жестки. Они составляют < 1 °С. Поэтому эти преобразователи должны подвергаться регулярной калибровке.

Применение для этих целей метода сличения показаний с показаниями образцовых термопар в условиях метрологических лабораторий затруднительно из-за сильной активации преобразователей. Поэтому более актуальны методы их бездемонтажной поверки (калибровки). Так, разработаны и используются метод квазиизотермического режима, статистические методы. Однако они вызывают сомнения в основном из-за термоэлектрической неоднородности, приобретаемой термопарами во время эксплуатации.

В ООО ПК "Тесей" разработан метод бездемонтажной поверки (калибровки) термопар, заключающийся в том, что в чехле, в котором размещена штатная термопара, предусмотрен канал для размещения образцовой термопары, с показаниями которой сличаются показания штатной термопары [4]. Образцовая термопара размещается в канале только на достаточно короткое время проведения калибровочных работ.

За это время образцовая термопара не успевает изменить свою градуировочную характеристику из-за влияния облучения. Степень активации этой термопары может также оказаться небольшой, что не приведет к заметному увеличению дозовой нагрузки на персонал энергоблока атомной станции.

Единственным существенным воздействием, испытываемым образцовой термопарой, является тепловой удар, возникающий при быстром погружении ее в канал. В ООО ПК "Тесей" выполнен цикл исследований влияния теплового удара на градуировочные характеристики термопар различной градуировки. Количество тепловых ударов, действовавших на термопары, доходило до 500. Скорость изменения температуры достигала 700 °С/мин.

Результаты экспериментов показывают, что в качестве образцовой термопары может быть выбрана термопара градуировки никросил-нисил. Термоэлектрическая неоднородность, приобретаемая этой термопарой из-за воздействия тепловых ударов, не превышает 1 °С. Она имеет характеристики, соответствующие образцовым (эталонным) термопарам 3-го разряда. Отметим, что эта термопара является одной из наиболее стабильных при эксплуатации термопар из благородных металлов как в условиях облучения, так и вне его.

Контактная информация – Каржавин Владимир Андреевич, тел.: (48439)6-47-09, e-mail: noc@tesey.com; Арнольдов Михаил Николаевич, тел.: (48439)9-81-75, e-mail: arnoldov@ippe.obninsk.ru

Список литературы

1. *Преображенский В.П., Лецкас В.Г.* Статистические исследования погрешностей хромель-алюмелевых термопар // Теплоэнергетика. 1977. № 2. – С. 80 – 83.
2. *Арнольдов М.Н., Котов А.К., Острейковский В.А. и др.* О метрологической надежности измерения температуры в ядерных энергетических установках // Атомная энергия. 1987. Т. 62. Вып. 1. – С. 10 – 12.
3. *Алексеев С.В., Рыбкин Б.И., Прокопенко И.Ф., Турчанинов В.К.* Прогнозирование изменения термо-ЭДС кабельных ТЭТ по действующим факторам температура – время – вакуум // Приборы и системы: управление, контроль, диагностика. 2001. № 1. – С. 70 – 73.
4. *Каржавин А.В., Каржавин В.А., Богатов В.В., Белевцев А.В.* Устройство для измерения температуры в виде термоэлектрического преобразователя. Решение о выдаче патента на изобретение от 06.12.2006. Заявка № 2006109703/28(010548) от 28.03.2006.

Статья поступила в редакцию 19 декабря 2007 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3,
с. 70 – 72.

СОДЕРЖАНИЕ

БЕЗОПАСНОСТЬ

Павшук В.А., Каминский А.С., Кузнецов В.С., Гордеев Э.Г., Конюхов Г.В. К вопросу обеспечения безопасности реактора в составе ядерной энергодвигательной установки 3

ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ В ОБОСНОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК

Ефанов А.Д., Сорокин А.П., Жуков А.В., Кузина Ю.А., Денисова Н.А., Сорокин Г.А., Федосова М.А. База экспериментальных данных по теплогидравлике реакторов на быстрых нейтронах с натриевым охлаждением и возможности верификации расчетных кодов 10

Жуков А.В., Кузина Ю.А., Сорокин А.П. О некоторых подходах к изучению влияния переменного энерговыделения на теплоотдачу и температурные поля твэлов реакторов 21

Осипов С.Л., Рогожкин С.А., Соболев В.А., Шепелев С.Ф. Анализ процесса перемешивания разнотемпературных потоков теплоносителя в баке реактора БН-600 30

Клочков О.Б., Куликов А.В., Полуничев В.И. Моделирование динамики системы орошения парового компенсатора давления в инженерном коде ЕСКМ и верификация кода 34

Дельнов В.Н., Сазонов И.М. Тенденции гидродинамического совершенствования проточных частей коллекторных систем теплообменных аппаратов реакторов ЯЭУ 43

ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ В ОБОСНОВАНИЕ БЕЗОПАСНОСТИ ЯЭУ С ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Ефанов А.Д., Иванов Е.Ф., Сорокин А.П., Богословская Г.П., Денисова Н.А., Зуева И.Р., Макаров С.В., Ухов В.А., Федосова М.А. Исследования межканальной неустойчивости при кипении жидкого металла в модели с системой параллельных ТВС при малых скоростях циркуляции 50

Васильев Б.А., Клочков О.Б., Богданова Е.В., Горбунов В.С., Кузавков Н.Г., Соболев В.А. Оценки температурного состояния РУ БН-600 в запроектных авариях 56

Загорулько Ю.И. Механизмы фрагментации кориума в теплоносителях (вода, натрий) 59

Осипов С.Л., Рогожкин С.А., Соболев В.А., Шепелев С.Ф. Экспериментальные исследования в обоснование устройства для локализации расплавленного топлива реактора БН-800 65

Каржавин В.А., Арнольдов М.Н. Повышение точности измерения температуры в ядерных реакторах 70

CONTENTS

SAFETY

<i>Pavshuk V.A., Kaminsky A.S., Kuznetsov V.S., Gordeev E.G., Konyukhov G.V.</i> Ensuring of reactor safety in a space propulsion facility	3
--	---

THRMOHYDRAULICS RESEARCHES IN A SUBSTANTIATION OF CHARACTERISTICS OF NUCLEAR POWER PLANTS

<i>Efanov A.D., Sorokin A.P., Zhukov A.V., Kuzina Yu.A., Denisova N.A., Sorokin G.A., Fedosova M.A.</i> Data base of experimental data on thermohydraulics of fast reactors with sodium coolant and opportunities of computer codes verification	10
<i>Zhukov A.V., Kuzina Yu.A., Sorokin A.P.</i> About some approaches on investigations of variable heat generation influence on heat transfer and temperature field of fuel elements of nuclear reactors	21
<i>Osipov S.L., Rogozhkin S.A., Sobolev V.A., Shepelev S.F.</i> The analysis of the mixing process of different temperature coolant flows in the reactor BN-600.....	30
<i>Klochkov O.B., Kulikov A.V., Polunichev V.I.</i> Modeling of steam pressurizer spraying system dynamics in engineering code ECKM and code verification	34
<i>Del'nov V.N., Sazonov I.M.</i> The tendencies of hydrodynamical perfection of flowing parts header systems of reactors heat exchangers of NPP	43

THRMOHYDRAULICS RESEARCHES IN A SUBSTANTIATION OF NPP's SAFETY WITH LIQUID METAL COOLANT

<i>Efanov A.D., Ivanov E.F., Sorokin A.P., Bogoslovskaya G.P., Denisova N.A., Zueva I.R., Makarov S.V., Ukhov V.A., Fedosova M.A.</i> Investigations of inter-channel instability of liquid metal boiling in the model with parallel fuel subassemblies at low velocity of circulation.....	50
<i>Vasil'ev B.A., Klochkov O.B., Bogdanova E.V., Gorbunov V.S., Kuzavkov N.G., Sobolev V.A.</i> Evaluation of BN-600 reactor plant temperature conditions in beyond design basis accidents.....	56
<i>Zagorul'ko Yu.I.</i> Corium fragmentation mechanisms in the coolants (water, sodium)	59
<i>Osipov S.L., Rogozhkin S.A., Sobolev V.A., Shepelev S.F.</i> Experimental research in order to confirm the device for collecting of melted fuel in BN-800 reactor	65
<i>Karzhavin V.A., Arnol'dov M.N.</i> Increasing temperature measurement accuracy in nuclear reactors	70

Правила оформления статей

(уточненные в соответствии с требованиями ВАК 2008 г. – выделены п/ж шрифтом)

При подготовке статьи в сборник автор должен руководствоваться стандартом “Оригиналы авторские и текстовые издательские” (ОСТ 29.115 – 88). К авторским оригиналам, передаваемым для издания, предъявляются следующие требования:

1. Экземпляр статьи должен быть первым, отпечатан на одной стороне листа формата А4 шрифтом № 12 через 2 интервала. Статья должна быть составлена в следующем порядке: индекс УДК; заглавие; инициалы и фамилии авторов; место работы каждого автора с почтовым адресом; аннотация (не более 10 строк); **ключевые слова – все вышеперечисленное на русском и английском языках**; текст; список литературы; рисунки; подрисуночные подписи (на отдельном листе).

2. Статья должна также предоставляться обязательно в виде электронной версии обычным шрифтом № 11 Times New Roman, междустрочный интервал – одинарный, в редакторе Word 97 или более поздних версий. Текст не форматируется, в качестве имени файла используется ФИО первого автора статьи. Кавычки в тексте ставятся при английской раскладке клавиатуры (“.”).

3. Содержание статьи должно быть кратким и четким. Исключаются общие рассуждения, известные положения. Не допускается дублирование материала в тексте, таблицах, подрисуночных надписях. Необходимо соблюдать единообразие в написании терминов, наименований физических величин и единиц измерения, условных обозначений, сокращений, символов. Наименования и обозначения единиц физических величин необходимо приводить в системе СИ.

Необходимо обращать внимание на написание прописных и строчных букв: русские и греческие буквы (α , β , γ , ϕ и т.д.) набираются прямо, а латинские (x , y , z , w и т.д.) – курсивом. Те же требования в обозначениях нужно соблюдать при написании индексов и степеней в формулах. Обозначения матриц и векторов набираются полужирным шрифтом прямо. Формулы, включенные в текст, следует набирать без увеличения интервала между строками, например b/d , $\exp(x/e)$.

4. Таблицы нумеруются, каждая таблица должна иметь заголовок. Сокращения в графах таблицы не допускаются. В тексте необходимы ссылки на все таблицы. Таблицы печатаются в общем тексте после первой ссылки.

5. Формулы и буквенные обозначения величин должны быть размечены и сразу расшифрованы. Формулы нумеруются арабскими цифрами, номер ставится с правой стороны листа в круглых скобках. Нумеровать следует только те формулы и уравнения, на которые есть ссылка в последующем изложении. Формулы выполняются в редакторе Equation 3.0 при невозможности набора на клавиатуре

(x_n^2 , y_m^n , \sqrt{x} , $\int_0^1 x$, $\frac{1}{y}$ и т.д.). Подстрочные и надстрочные индексы вводятся с клавиатуры (x_3 , км^2 и т.д.),

греческие буквы вставляются через Меню *Вставка* → *символ*.

6. В тексте статьи рисунок обязательно представляется на отдельном листе формата не более А4. На рисунках допускается минимальное число обозначений – краткие цифровые (по порядку номеров слева направо или по часовой стрелке) или буквенные обозначения. Все пояснения выносятся в подрисуночные подписи. На обороте каждого рисунка указываются фамилии авторов, название статьи, номер рисунка, обозначения верха и низа. Внутренние надписи на рисунках набираются шрифтом № 10. Внизу каждого рисунка должны быть приведены его номер и подрисуночная подпись шрифтом № 10. При наличии нескольких различных графиков на одном рисунке каждый из них обозначается русскими буквами а), б), в) и т.д. и расшифровывается.

В компьютерном виде рисунки представляются в отдельных файлах, выполненные в графических редакторах *Paint*, *PhotoShop*, *CorelDraw* в черно-белом цвете (фотографии в растровом формате *tif*, *dpi* – 300). Рисунки в Word не вставлять кроме случаев, когда рисунок изначально выполнен в Word.

7. Ссылки на литературу в тексте даются по порядку арабскими цифрами в квадратных скобках. Список литературы составляется в той же последовательности, в которой приводятся ссылки на литературу. Фамилии и инициалы авторов набираются полужирным курсивом.

8. Список литературы следует оформлять в соответствии с Государственным стандартом “Библиографическое описание документа” (ГОСТ 7. 1-2003), в частности, необходимо указать :

а) для журнальных статей – фамилии и инициалы авторов (не менее трех первых), название статьи, название журнала (без кавычек), год, том, выпуск, номер, страницы;

б) для книг – фамилии и инициалы авторов, полное название книги, место издания, издательство (без кавычек), год издания;

в) для авторефератов диссертаций – фамилию и инициалы автора, название автореферата диссертации, на соискание какой ученой степени написана диссертация, место и год защиты;

г) для препринтов – фамилии и инициалы авторов, название препринта, наименование издающей организации, шифр и номер, место и год издания;

д) для патентов – фамилии и инициалы авторов, название патента, страну, номер и класс патента, дату и год заявления и опубликования патента;

е) для отчетов – фамилии и инициалы авторов, название отчета, инвентарный №, наименование организации, год выпуска;

ж) для электронных источников – полный электронный адрес, позволяющий обратиться к публикации.

9. В конце текста перед списком литературы указывается **контактная информация о всех авторах статьи: фамилия, имя и отчество (полностью), должность, телефон, e-mail** и по желанию автора – домашний почтовый адрес.

Вниманию читателей

научно-технического сборника

“Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов”!

Редколлегия сборника “ВАНТ. Серия: Физика ядерных реакторов” информирует авторов и читателей сборника об организации со II полугодия 2007 г. подписки на “ВАНТ. Серия: Физика ядерных реакторов”. Сборник включен в Каталог “Издания органов научно-технической информации” Агентства “Роспечать” (индекс 66675, подписная цена 200 руб. за один экземпляр).

Напоминаем, что “ВАНТ. Серия: Физика ядерных реакторов” по-прежнему издается в трех выпусках: Физика и методы расчета ядерных реакторов, Динамика и безопасность ядерных энергетических установок и Импульсные реакторы и простые критические сборки.

Призываем заинтересованных специалистов поддержать активной подпиской сборник “ВАНТ. Серия: Физика ядерных реакторов”.

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

С е р и я: Физика ядерных реакторов

Выпуск 3

Ответственный за выпуск **С.М. Зарицкий**

Редактор **В.В. Пчелин**

Подписано в печать 8.09.08. Формат 70×108/16
Печать офсетная. Усл. печ. л. 9,5. Уч.-изд. л. 11,0. Тираж 250. Индекс 3646. 11 статей. Заказ 52

Отпечатано в Российском научном центре “Курчатовский институт”
123182, Москва, пл. Академика Курчатова, 1

Индекс 3646

ISSN 0205—4671. Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2008, вып. 3, 1—76