621.039.5
В74

ISSN 0205—4671

РОССИЙСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР
"КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ"

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

СЕРИЯ:
Физика ядерных реакторов

ВЫПУСК
1

1998

621.039.5
В74

РОССИЙСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР "КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ"

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

37861 ч/ф

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ СБОРНИК

СЕРИЯ

ФИЗИКА ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

ИЗДАЕТСЯ С 1971 г.

ВЫПУСК 1

ДИНАМИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК

МОСКВА — 1998

Институт Атомной Энергии
им. И. В. Курчатова
БИБЛИОТЕКА

Выпуски «Динамика и безопасность ядерных энергетических установок» подготавливаются НИИ механики Нижегородского государственного университета 603600, Нижний Новгород, ГСП-1000, проспект Гагарина, 23, к. 6

Редакционная коллегия серии:

А.Ю. Гагаринский (главный редактор),
С.М. Зарицкий (зам. главного редактора), В.Ф. Колесов,
С.Д. Малкин, В.П. Спасских, Т.П. Федосеева (отв. секретарь)

Редакционная коллегия выпуска:

А.М. Афанасьев, Д.И. Галеев, В.П. Горбунов, М.Х. Дорри, В.Н. Ефимов,
А.И. Колесников, А.Е. Крошилин, Э.С. Куропатенко,
М.П. Леончук, С.Д. Малкин (гл. редактор),
Б.И. Моторов, А.В. Певницкий, В.И. Плютинский, Л.Н. Подлазов,
В.В. Пчелин, Е.Ф. Сабаев, Л.В. Смирнов (зам. гл. редактора),
В.П. Спасских, Г.С. Таранов, Н.В. Щукин, К.И. Яковлев

В выпусках «Динамика 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 динамики ЯЭУ;
— расчетные исследования переходных и аварийных процессов;
— расчетные исследования устойчивости стационарных режимов ЯЭУ;
— диагностика ЯЭУ;
— описания и аннотации программ расчетов динамики и экспериментальных исследований.

Issues of «Dynamics of nuclear power plants» contain the following information:

— mathematical simulation of dynamic processes in NPP and their components;
— experimental results on the stability of stationary processes and the definition of mathematical models of the NPP dynamics;
— design analysis of transient and emergency operation;
— design analysis of the stationary mode stability;
— NPP diagnostics;
— code descriptions and summaries for the dynamics designs and experimental studies.

© Российский научный центр «Курчатовский институт», 1998

УДК 621.039.50+621.3.015

НЕКОТОРЫЕ АСПЕКТЫ КОНЦЕПЦИИ СОЗДАНИЯ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ, УПРАВЛЯЮЩЕЙ ПРОИЗВОДСТВЕННЫМИ ПРОЦЕССАМИ АТОМНОЙ СТАНЦИИ

А.С. Алпеев, Научно-технический центр по ядерной и радиационной безопасности Госатомнадзора России, 109280, Москва, ул. Автозаводская, д. 14/23

Рассмотрены вопросы, связанные с применением теории автоматизированных систем управления для формирования детальной структуры автоматизированной системы управления производственными процессами (АСУПП) атомной станции (АС). Изложены особенности декомпозиции АСУПП АС по объектам управления и ранжирования мест управления (центров управления, пунктов управления, постов управления) в составе АСУПП. Рассмотрено также соответствие предложенной структуры АСУПП фактической структуре управления, сложившейся на действующих АС.

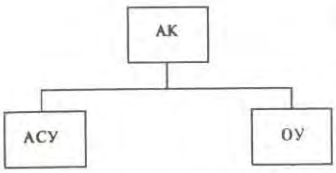
SOME ASPECTS OF CREATION CONCEPTION OF AUTOMATED CONTROLLING SYSTEM OF NPP PRODUCTION PROCESS. A.S. ALPEEV. In the article are considered some questions connected with Automated Controlling Systems for the forming of the detale Structure of NPP Automatization Controlling System of Production Processes (ACSPP). Here are described the Peculiarities of Decomposition of NPP ACSPP and Classification of Control Seats (Control Centres, Control Rooms, Control Station) in the ACSPP Structure. It is also considered the Correspondance of the Structure of ACSPP to the existed Structure of operating NPP.

За сорок с лишним лет существования атомной энергетики накоплен огромный опыт в области создания и эксплуатации АС, представляющих собой производственные предприятия по выработке энергии для различных целей. Однако, несмотря на имеющиеся в отечественной практике неоднократные случаи формирования целей и отдельных задач по созданию АСУПП АС, до настоящего времени не имеется прецедентов проектирования АСУПП, позволяющих рассматривать все процессы, связанные с эксплуатацией АС, как единый автоматизированный производственный комплекс.

Развитие систем управления в атомной энергетике, начавшееся с внедрения отдельных разнотипных каналов автоматического и автоматизированного управления, сегодня характеризуется созданием автоматизированных систем, управляющих технологическими процессами энергоблоков АС. Но до сих пор все аспекты обеспечения производства, связанные с ремонтом технологического оборудования и средств автоматизации, а также экономические, социальные и другие вопросы, решение которых необходимо для нормального и безопасного функционирования АС, не являются предметом комплексного предварительного проектирования.

Учитывая вышеизложенное, дальнейшее развитие атомной энергетики необходимо связывать с созданием новых АС как автоматизированных производственных комплексов, для которых должен разрабатываться единый проект автоматизированной системы, управляющей всеми видами производственных процессов, осуществляемых на АС: технологическими, ремонтными, финансово-экономическими, хозяйственными, кадровыми, социальными и другими. В связи с этим формирование концепции создания АСУПП АС с обсуждением всех ее частных аспектов сегодня весьма актуально.

Для понимания сути излагаемых аспектов концепции необходимо дать толкование некоторых теоретических положений, которые следует соблюдать при создании любой автоматизированной системы, управляющей процессами объекта управления (ОУ).



Р и с. 1. Типовая структура автоматизированного комплекса: АК — автоматизированный комплекс; АСУ — автоматизированная система управления; ОУ — объект управления

Как известно, в основе теории АСУ лежит понятие автоматизированного комплекса (АК) [1], который представляется совокупностью объекта управления и АСУ (рис. 1). Определение этих терминов имеется в ряде государственных стандартов (например, [1, 2]).

Типы автоматизируемых комплексов, как правило, определяются видом автоматизируемых процессов ОУ и аббревиатура наименования типа автоматизируемого комплекса образуется путем помещения между буквами «А» и «К» первой буквы наименования вида автоматизируемых процессов. Так, если автоматизируются производственные процессы, мы имеем дело с автоматизируемым производственным комплексом (АПК), если технологические процессы, с АТК, если хозяйственные процессы, с АХК и т.п.

Аббревиатура наименования соответствующего ОУ образуется путем помещения перед аббревиатурой «ОУ» первой буквы наименования вида автоматизируемых процессов. Таким образом, производственный объект управления именуется ПОУ, технологический — ТОУ, хозяйственный — ХОУ и т.п.

Следовательно, с точки зрения теории автоматизированного управления, правомерно рассматривать АС как автоматизируемый производственный комплекс АПК АС, который может быть представлен совокупностью производственного объекта управления ПОУ АС и автоматизированной системы, управляющей производственными процессами, АСУПП АС (рис. 2, первый уровень декомпозиции).

С целью определения внутренней структуры АСУПП АС, необходимой для формирования концепции, рассмотрим декомпозицию ПОУ АС и формирование соответствующих АСУ в составе АСУПП АС для управления выделенными при декомпозиции частями ПОУ АС.

Декомпозиция ПОУ АС, как правило, проводится выделением относительно самостоятельных частей, автоматизация которых представляет отдельную задачу, например, ТОУ АС, ХОУ АС, ЭОУ (экономический объект управления) АС, КОУ (кадры как объект управления) АС и т.д.

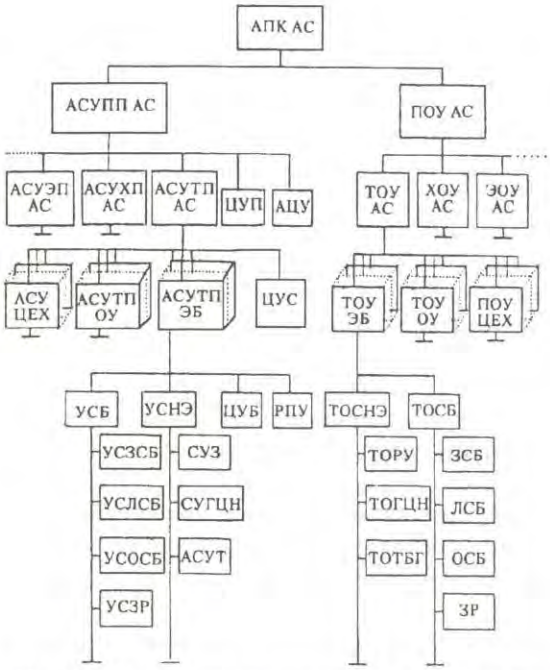
В структуре АПК АС (см. рис. 2, второй уровень декомпозиции) декомпозиция ПОУ АС, например, представлена всего тремя составляющими: ТОУ АС, ХОУ АС, ЭОУ АС. При формировании полной и развернутой концепции создания АСУПП АС процесс декомпозиции следует продолжить (см. пунктирную линию на рис. 2).

Для управления выделенными частями ПОУ АС в составе АСУПП АС должен предусматриваться центр управления производством (ЦУП) и автоматизированные системы, управляющие экономическими, хозяйственными и технологическими процессами АС (соответственно АСУЭП АС, АСУХП АС и АСУТП АС). Кроме этого, для управления при запроектных авариях в соответствии с требованиями безопасности [3] должен предусматриваться аварийный центр управления (АЦУ).

Декомпозиция выделенных частей ПОУ АС (см. рис. 2, третий уровень декомпозиции) проведена на примере ТОУ АС, из которой, в свою очередь, выделены ТОУ энергоблоков АС, ТОУ общестанционных установок или общестанционного оборудования АС и ПОУ цехов АС.

Для управления выделенными частями ТОУ АС в составе АСУТП АС должен быть предусмотрен центр управления технологическими процессами станции (см. рис. 2, ЦУС) и соответствующие части АСУТП АС: АСУТП энергоблоков АС, АСУТП общестанционных установок АС и АСУ ремонтных процессов цехов АС.

Последующая декомпозиция выделенных частей ТОУ АС продемонстрирована на ТОУ энергоблока АС (см. рис. 2, четвертый уровень декомпозиции), из которой выделены технологическое оборудование систем нормальной эксплуатации (ТОСНЭ) и технологическое оборудование систем безопасности (ТОСБ).



Р и с. 2. Структура АПК АС: АПК АС — автоматизированный производственный комплекс АС; АСУПП АС — автоматизированная система управления производственными процессами АС; АСУЭП АС — автоматизированная система управления экономическими процессами АС; АСУХП АС — автоматизированная система управления хозяйственными процессами АС; АСУТП АС — автоматизированная система управления технологическими процессами АС; АСУ ЦЕХ — автоматизированная система управления цехом; АСУТП ОУ — автоматизированная система управления технологическими процессами общестанционной установки; АСУТП ЭБ — автоматизированная система управления технологическими процессами энергоблока; АСУТ — автоматизированная система управления турбоустановкой; АЦУ — аварийный центр управления; ЗР — защиты реактора; ЗСБ — защитные системы безопасности; ЛСБ — локализующие системы безопасности; ОСБ — обеспечивающие системы безопасности; ПОУ АС — производственный объект управления АС; ПОУ ЦЕХ — производственный объект управления цехом; РПУ — резервный пункт управления; СУГЦН — система управления главными циркуляционными насосами; СУЗ — система управления и защиты; ТОУ АС — технологический объект управления АС; ТОУ ЭБ — технологический объект управления энергоблоком; ТОУ ОУ — технологический объект управления общестанционной установкой; ТОСНЭ — технологическое оборудование системы нормальной эксплуатации; ТОСБ — технологическое оборудование систем безопасности; ТОРУ — технологическое оборудование реакторной установки; ТОГЦН — технологическое оборудование главных циркуляционных насосов; ТОТБГ — технологическое оборудование турбогенератора; УСБ — управляющие системы безопасности; УСНЭ — управляющие системы нормальной эксплуатации; УСЗСБ — управляющая система защитными системами безопасности; УСЛСБ — управляющая система локализующими системами безопасности; УСОСБ — управляющая система обеспечивающими системами безопасности; УСЗР — управляющая система защитами реактора; ХОУ АС — хозяйственный объект управления АС; ЦУБ — центр управления блоком; ЦУП — центр управления производством; ЦУС — центр управления станцией; ЭОУ АС — экономический объект управления АС

Для управления выделенными частями ОУ в составе АСУТП энергоблока АС должны быть предусмотрены: центр управления блоком (ЦУБ), управляющие системы безопасности (УСБ), управляющие системы нормальной эксплуатации (УСНЭ) и резервный пункт управления (РПУ) в соответствии с требованиями безопасности [3].

Дальнейшая декомпозиция структуры АПК АС базируется на выделении конкретных подсистем и агрегатов, для которых обычно предусматривается создание отдельных пунктов или постов управления, позволяющих проводить подготовку этого оборудования или управление им по месту расположения, например при авариях, связанных с потерей функций централизованного управления, реализуемых с ЦУБ.

Таким образом, приведенная на рис. 2 структура АСУПП АС не только дает общее представление об объеме автоматизации в целом, но и не позволяет упустить из вида

ни один из объектов автоматизации (при соответствующей детальности декомпозиции). Это важно при проектировании, так как обеспечивается системность рассмотрения вопросов автоматизации.

Характерным отличием наименований структурных элементов предлагаемой структуры АСУПП АС по сравнению с существующими в действующих нормативных документах, касающихся управления АС, является введение новых наименований. Так, например, вместо систем контроля и управления (СКУ) — УСНЭ, вместо дирекции АС — ЦУП, вместо ЦЩУ — ЦУС, вместо БЩУ — ЦУБ. Введение их обусловлено стремлением упорядочить классификацию состава АСУТП энергоблока АС и ввести семантику наименования «мест» управления, соответствующую централизованной и иерархически ранжированной системе, которой фактически является АСУПП АС и ее составляющие.

Введение УСНЭ вместо СКУ логически объясняется тем, что наименование систем управления должно соответствовать принятой декомпозиции технологического оборудования энергоблока, которое подразделяется на ТОСБ и ТОСНЭ и управление которым должно осуществляться соответственно УСБ и УСНЭ. Кроме того, в наименовании «системы контроля и управления» неправомерно соединены союзом «и» функции «контроль» и «управление», поскольку первая из них является частью второй и не представляет совокупность независимых действий, выходящих за рамки понятия «управление».

Применяемый в настоящее время термин «блочный щит управления», определяющий совокупность щитов, пультов, персонала и средств обеспечения рабочей среды оператора, явно неадекватен тому, что он определяет, и, следовательно, требует пересмотра. Тем более, что в мировой практике нет аналогов подобного производственного «жаргона». Предлагаемый термин «центр управления блоком» более точно отражает функциональное назначение этой части АСУ, с которой реализуется управление всеми основными технологическими процессами энергоблока и координируется деятельность операторов на пунктах и постах управления, осуществляющих управление соответственно отдельными технологическими подсистемами или агрегатами.

Для определения терминов «центр управления», «пункт управления» и «пост управления» предлагается использовать следующие критерии, которые строго разграничивают их состав и функции в соответствии с иерархией централизованного управления:

— управляемое оборудование;

— время присутствия персонала управления;

— наличие специального помещения.

Учитывая приведенные аргументы, для этих терминов можно предложить следующие определения.

Центр управления — часть АСУ, представляющая собой персонал и средства автоматизации, размещаемые в специально предусмотренном помещении, где обеспечиваются необходимые условия для постоянной деятельности персонала, который осуществляет автоматизированное управление основными процессами и оборудованием ОУ.

Пункт управления — часть АСУ, представляющая собой персонал и средства автоматизации, размещаемые в помещении, где обеспечиваются необходимые условия для деятельности персонала, который периодически или в соответствии со сложившейся ситуацией осуществляет автоматизированное управление каким-либо процессом и оборудованием, входящим в состав одной или нескольких технологических подсистем ОУ.

Пост управления — часть подсистемы АСУ, представляющая собой средства автоматизации, размещаемые по месту расположения управляемого оборудования (агрегата) и предназначенные для эпизодического управления этим оборудованием (агрегатом) приходящим персоналом.

Следует отметить, что предложенный термин «центр управления» не является чем-то новым, он имеет аналог [4] (см. термин «центр управления АЭС»).

Введение ЦУП обусловлено требованиями теории управления, обязывающими рассматривать деятельность дирекции АС как целенаправленные действия по обеспечению экономически эффективного и безопасного функционирования АС. Функции, выполняемые персоналом ЦУП, могут быть определены по задачам, которые обычно решают на действующих АС директор АС, главный инженер АС и их заместители по энергоблокам АС и крупным хозяйственным подразделениям.

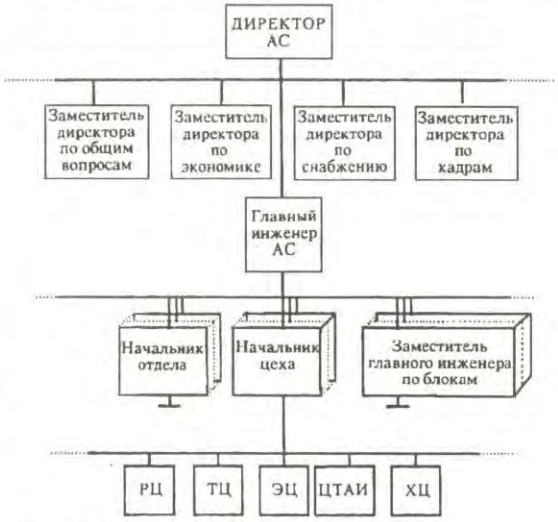
Управление производством на каждой действующей АС осуществляется по типу ЦУП, однако как единый центр управления производством АС существующая форма управления еще не рассматривалась и задачи автоматизации деятельности руководства АС практически не решались или решались фрагментарно от случая к случаю. С точки зрения управления это представляется серьезнейшим недостатком, впрочем как и с точек зрения централизации управления нормальной эксплуатацией АС и ее безопасного функционирования.

Автоматизация деятельности персонала ЦУП должна предусматривать информационный обмен с вышестоящими и смежными для АС организациями и предприятиями, а также оперативный внутренний информационный обмен с целью планирования и контроля всех хозяйственных, ремонтных и технологических процессов АС. Для решения таких задач необходимы соответствующим образом подготовленное помещение и интеллектуальные средства автоматизации. Так, например, кабинет директора на большинстве АС уже имеет средства оперативного получения требуемой ему информации, средства проведения селекторных совещаний, средства оперативной связи с вышестоящими организациями и фирмами, имеющими деловые контакты с АС. Однако это все выполнялось в процессе эксплуатации АС, хотя могло быть реализовано в составе проекта АСУПП, если бы он разрабатывался, что означает большую поддержку всех аспектов деятельности директора АС.

Очень наглядно использовать в качестве критерия соответствия предложенной структуре АСУПП АС фактически сложившуюся на АС типовую организационную структуру управления АС (рис. 3), в которой директор АС и его заместители представляют собой верхний уровень управления АС, то есть не что иное как состав ЦУП. Главный инженер АС и его заместители, а также начальники отделов и цехов представляют собой уровень управления и обеспечения технологических процессов АС, то есть состав ЦУС. Заместители главного инженера по блоку, начальники смен и персонал смены образуют уровень управления энергоблоками, то есть состав ЦУБ.

Таким образом, предложенная структура АСУПП АС практически соответствует сложившейся иерархии управления на действующих АС. Поэтому эта структура может быть принята в качестве основы для разработки проекта АСУПП АС с соответствующим обеспечением всех мест управления необходимой автоматизацией под конкретные задачи. Это не только упорядочит взаимодействие всех звеньев управления в процессе производства энергии, но и создаст условия для качественной их реализации и контроля, что несомненно повысит культуру производства и безопасности.

Следует отметить ряд положительных моментов предложенной структуры АСУПП АС.



Р и с. 3. Типовая организационная структура управления АС: РЦ — реакторный цех; ТЦ — турбинный цех; ХЦ — химический цех; ЦТАИ — цех тепловой автоматики и измерений; ЭЦ — электроцех

Во-первых, она наглядно демонстрирует интегрированный характер каждой АСУ верхнего уровня, которая интегрирует в себя соответствующие АСУ нижнего уровня. Это позволяет определить АСУПП АС как ИАСУ верхнего уровня управления АС.

Во-вторых, такая структура наглядно демонстрирует решение задачи по определению количества иерархически требуемых уровней управления. Из представленной на рис. 2 структуры АСУПП АС хорошо видно, что таких уровней управления на АС четыре:

— управление отдельными технологическими подсистемами или агрегатами;
— управление технологическими процессами энергоблока;
— управление технологическими и ремонтными процессами АС;
— управление производственными процессами АС.

В-третьих, предложенная структура АСУПП АС может быть также использована для обоснования выбора конфигурации средствовой базы автоматизации, поскольку детальность ее проработки — состав задач и требуемая или не требуемая автономность их решения — может однозначно определить необходимость совмещения уровней управления или, наоборот, их разделения, в том числе применение централизованных вычислителей или распределенных структур (например, сетей). К сожалению, такого рода обоснования при обсуждении выбора вычислительной техники зачастую отсутствуют, и вопрос решается в основном выбором возможностей техники и стоимостью. Технологические или производственные аспекты при такого рода обосновании затрагиваются мало, хотя незримо присутствуют в виде опыта экспертов, обсуждающих эту проблему. Обоснование, которое можно будет сделать, используя предложенную структуру, представляется более убедительным со всех точек зрения.

Необходимо подчеркнуть, что структура АСУПП получена на основании декомпозиции производственного ОУ, то есть основу для выбора критерия декомпозиции управления составляют части объекта, для которых планируется управление. Однако не всегда только такая декомпозиция удобна для выполнения всего проекта автоматизации.

Р и с. 4. Структура гомоцентрической версии АСУ

Например, при создании мест управления в АСУ любого уровня управления очень полезна модель ее гомоцентрического представления, которая показана на рис. 4 и подробно описана в статье [5]. Все задачи, решаемые человеком-оператором с рабочего места, должны сопровождаться соответствующими подсистемами поддержки и учитывать тенденции развития современной концепции деятельности оператора [6]. Полнота отображаемой информации и возможности реализации и контроля управляющих воздействий должны быть достаточны для решения всех запланированных для оператора задач. При этом все связи оператора в составе АСУ осуществляются через информационные и моторные поля, предназначенные для решения требуемых задач. Такой подход к проблеме проектирования рабочих мест представляется системным и позволяет в рамках АСУ решать проблему психологической уверенности оператора [7].

Структура АСУПП АС позволяет детально формировать «участников» решения любых требуемых задач. Например, при решении задачи верхнего уровня «энергоремонт» по структуре АСУПП легко определяются все источники исходной информации. Такими источниками будут:

— АСУРП (ремонтных процессов) цехов (АСУРП на рис. 2 являются частью АСУП цеха), которые дадут сведения по выполняемому ремонту (затраты времени, материальные и финансовые издержки, качество ремонта, причины отказов и т.п.);

— АСУТП общестанционных установок и АСУТП энергоблоков, которые формируют данные о времени и виде отказа оборудования или средств автоматизации, подлежащих ремонту, а также о затратах на их демонтаж и т.п.;

— АСУХП, которая должна учесть все необходимые затраты на ремонт (в виде запасных изделий, материалов и др.) и передать эти сведения в АСУ экономическими процессами.

Все эти данные обрабатываются в АСУЭП и формируются в виде плана проведения всего цикла работ по демонтажу оборудования, его ремонту и возвращению в производственный цикл с распределением финансирования, материального обеспечения и сроков реализации.

Аналогичное взаимодействие можно рассмотреть в типовой для АС задаче «документооборот», которая охватывает все АСУ, показанные на рис. 2.

Следует особо отметить важность создания АСУТП для безопасности функционирования энергоблоков АС. Например, для энергоблоков тепловой энергетики мощностью 250 МВт и более является обязательным создание АСУТП [8]. В атомной энергетике, где мощность почти каждого из энергоблоков АС превышает 250 МВт, а последствия аварий на них несравнимы по своей тяжести, казалось бы естественным ввести в основной документ по безопасности АС [3] в качестве главного требование об обязательности создания АСУТП на каждом энергоблоке АС. Но до сих пор этого нет.

В заключение хочется выразить надежду на то, что рассмотренные аспекты автоматизированных систем управления помогут созданию всесторонне аргументированной концепции АСУПП АС, а следовательно, и в решении проблем управления АС следующего поколения и направленной модернизации действующих АС.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **ГОСТ** 24.701—86. Надежность автоматизированных систем управления. Основные положения.
2. **ГОСТ** 34.003—90. Автоматизированные системы. Термины и определения.
3. **Общие** положения по безопасности атомных станций (ОПБ—88). — М.: Госатомнадзор РФ, 1988.
4. **ГОСТ** 25804.1—83. Аппаратура, приборы, устройства и оборудование систем управления технологическими процессами атомных станций. Основные положения.
5. **Алпеев А.С.** Классификация систем поддержки оператора атомной станции и проблемы их применения. — Атомная энергия, 1993, т. 75, вып. 6, с. 423—426.
6. **Алпеев А.С., Букринский А.М.** Развитие концепции оператора АС. — Атомная энергия, 1993, т. 75, вып. 5, с. 368—371.
7. **Алпеев А.С.** Принципы психологической уверенности операторов АС. — Атомная энергия, 1994, т. 77, вып. 1.
8. **Правила** технической эксплуатации электрических станций и сетей. — М.: Энергоиздат, 1989.

Статья поступила в редакцию 26 февраля 1998 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 3—9.

УДК 621.039.50;621.039.58

НОВОЕ ПРОГРАММНОЕ СРЕДСТВО ОЦЕНКИ ПРИЧИН И ПОСЛЕДСТВИЙ СОБЫТИЙ НА АЭС

С.Д. Малкин, В.П. Сивоконь, М.Е. Гладышев, В.В. Позняков,
РНЦ «Курчатовский институт», 123182, Москва, пл. Академика Курчатова

Разработана программная группа ACCET: «Инструментарий оценки причин и последствий событий на АЭС» в среде Windows по методологии анализа коренных причин ASSET (Группа оценки событий, важных для безопасности) и процедуре INES МАГАТЭ. Разработанное программное средство предназначено для широкого использования в странах—членах МАГАТЭ с целью самостоятельного анализа эксплуатационной безопасности АЭС и ведения соответствующей базы данных.

NEW SOFTWARE FOR ANALYSING CAUSES AND CONSEQUENCES OF EVENTS AT NUCLEAR POWER PLANTS. S.D. MALKIN, V.P. SIVOKON', M.E. GLADYSHEV, V.V. POZNYAKOV. ACCET (Assessment of Consequences and Causes of Events Tool) programme group was developed for Windows on the basis of ASSET (Assessment of Safety Significant Events Team) root causes analysis methodology and IAEA INES procedure. The code is intended for using in IAEA member-states to produce self-analysis report on NPP operational safety and filling corresponding data base.

ВВЕДЕНИЕ

Программная группа ACCET, представленная в этой статье, разработана для автоматизации анализа коренных причин ASSET и процедуры INES МАГАТЭ [1]. Анализ по методологии ASSET МАГАТЭ, включающий в себя процедуры оценки тяжести событий по международной шкале INES, дает рекомендации для исчерпывающего ответа на семь основных вопросов о причинах и последствиях по каждому эксплуатационному событию (аварии, инциденту или просто нарушению) на АЭС:

1. Насколько важно произошедшее? Важность для безопасного производства электроэнергии.

2. Что произошло? Определение отказов, которые послужили причиной событий:

— отказы в процессе эксплуатации;

— недостатки, обнаруженные в процессе станционного надзора.

3. Почему это произошло? Непосредственные причины каждого события (скрытые слабости).

4. Почему это не было предотвращено? Коренные причины каждого события.

5. Как устранить существующие проблемы безопасности? Устранение скрытых слабостей станции (непосредственные причины).

6. Как предотвратить повторение проблем безопасности? Усовершенствование определения скрытых слабостей станции и возможностей станции по их устранению (коренные причины).

7. Какие противоаварийные корректирующие действия все еще необходимо предпринять станции? План действий.

Идеологически программная группа ACCET является развитием ранее внедренной в МАГАТЭ и на многих АЭС программы ASSETAS, реализованной под MS DOS [2].

Назначение и структура системы. Разработанные программные средства предназначены для широкого использования в странах—членах МАГАТЭ с целью самостоятельного анализа эксплуатационной безопасности АЭС и ведения соответствующей базы данных.

Основными функциями системы ACCET являются следующие:

— ввод информации о событиях на АЭС в соответствии с методикой МАГАТЭ;

— автоматизированная оценка событий по международной шкале ядерных событий INES;

— накопление данной информации и использование ее для анализа прямых и коренных причин событий, соответствия корректирующих действий;

— обработка и анализ статистических данных о событиях для извлечения соответствующих уроков и улучшения управления АЭС;

— автоматическое формирование выходных документов, в том числе стандартных форм (отчетов) ASSET;

— графическое представление статистических данных в различной форме;

— наглядное изучение методологии ASSET и INES.

Упрощенная структура системы представлена в табл. 1.

Таблица 1. Структура ACCET

Миссия	Новая
	Открытие
	Импорт миссии
	Экспорт миссии
	Удаление миссии
	Модернизация программы
	Опции: чтение/запись
	Выход
ASSET процедуры	Оценка важности события:
	•полная процедура;
	•ускоренная процедура.
	Определение проблем безопасности:
	•эффективность корректирующих мер;
	•повторные отказы и проблемы безопасности;
	•отбор событий для анализа причин.
	Анализ причин событий и корректирующих действий:
	•установление логического дерева отказов;
	•идентификация причин и корректирующих действий;
	•план действий по устранению повторения событий.
	Разработка плана действий:
	•внедренный план действий;
	•план действий, подлежащий внедрению.
Отчеты	Титульный лист отчета по анализу
	Форма (ERF) оценки события
	Логическое дерево отказов (LTO)
	Форма анализа коренных причины (ERCAF)
	План действий (по событию)
	Отчет по анализу события
	Таблица оценки (самооценки)
	Список событий
	Список событий, отобранных для анализа
	Повторные отказы и проблемы безопасности
	Нерешенные проблемы безопасности
	Список корректирующих действий
	ASSET рекомендации (план действий)
	ASSET рекомендации (внедренные)
Статистика	Атрибуты безопасности
	Число доложенных событий
	Уровни значимости
	События, выявленные надзором
	Природа отказов
	Преобладающие типы отказов оборудования
Оценка по INES	Вызов программы INESAR
Помощь	Помощь пользователю
	Руководство по ASSET (выдержки)
	Информация о программе

Требования, предъявляемые к компьютеру. Система совместима с компьютерами IBM типа 80386 и выше под Windows 3.1/95, имеющими как минимум 6 MB оперативной памяти, так как база данных и оценка причин используют MS Access 2.0. Оценка последствий реализована на C++.

Приведем оптимальные характеристики аппаратного обеспечения для работы с базой данных:

— процессор Intel 80486 и выше;
— оперативная память 16 MB;
— по крайней мере 6 MB свободного места на жестком диске;
— SVGA-монитор;
— установленный Windows 3.1 или выше.

Окончательная версия ERCATD запускается в run-time-режиме и может работать на компьютерах как с установленным, так и не установленным MS Access 2.0.

Опыт использования и перспективы развития. Новый пакет испытан при подготовке и проведении мероприятий МАГАТЭ на Ленинградской, Смоленской, Балаковской и Ровенской АЭС, а также на АЭС Козлодуй (Болгария), Чернавода (Румыния), Олкилуото (Финляндия) и на МАЭК в Казахстане. На первых четырех из перечисленных АЭС с помощью системы ACCET уже подготовлены и выпущены отчеты по самооценке эксплуатационной безопасности с точки зрения культуры безопасности (INSAG-4), сформированы соответствующие базы данных. На других АЭС аналогичные отчеты будут выпущены в ближайшем будущем. Некоторые результаты, полученные с помощью ACCET, можно проиллюстрировать на примере Смоленской АЭС. В табл. 2 показаны проблемы, требующие решения на Смоленской АЭС.

Таблица 2. **Миссия ASSET на Смоленской АЭС (19—25 февраля 1997 г.)**

Проблемы безопасности, требующие решения	Преобладающие проблемы		
	отказы	прямые причины	коренные причины (культура безопасности)
Качество ремонтных работ	Персонал	ПР (обновить тренировочный курс)	ОС (STAR)
	Процедура	ПР (пересмотреть содержание)	ИН (нет процедуры)
Неправильные действия операторов БЩУ	Персонал	ПР (обновить курс)	ОС (STAR)
Надежность САОР и трубопроводов 1-го контура	Оборудование	КК (критерии приемки)	ИН (критерии приемки)
Работа РЗМ	Персонал	ПР (обновить тренировочный курс)	ОС (STAR)
Надежность спринклерных охлаждающих насосов	Оборудование	КК (критерии приемки)	ОС (неполнота исправлений)
Надежность аварийных дизель-генераторов	Оборудование	ПР (полнота программы)	ИН (программа и критерии приемки)
Надежность инверторных преобразователей	Оборудование	ПР (критерии приемки)	ОС (неполнота исправлений)

Примечание: КК — программа контроля качества; ПР — программа предупредительного ремонта; ИН — программа испытаний в процессе надзора (способность к выявлению недостатков); ОС — программа обратной связи во время эксплуатации (способность к восстановлению); STAR — Stop—Think—Act—Review (остановись—подумай—сделай—проверь).

Из опыта подготовки отчетов по самооценке эксплуатационной безопасности с использованием ACCET и без него можно сделать выводы об эффективности этого пакета. Перечень задач, при решении которых ACCET наиболее эффективен, представлен в табл. 3.

Таблица 3. Эффект, достигаемый при использовании программного обеспечения ACCET

Основные задачи	Эффект
Компьютеризированное руководство для оценки последствий и причин событий	Согласованность со стандартными процедурами МАГАТЭ, тщательность анализа
Компьютеризированная поддержка во время сбора информации о событиях	Упрощение ручного ввода и уменьшение числа ошибок
Накопление и категоризация информации в виде базы данных	Упрощение использования и доступа к данным, надлежащее хранение данных
Автоматическая обработка статистических данных	Непротиворечивое представление всех данных во всех графиках и таблицах, определение тенденций изменения показателей безопасности
Автоматическое создание логического дерева отказов (LTO) и других стандартных форм (ERF, ERCAF, ...)	Непротиворечивое представление всех названий событий и отказов во всех таблицах и в тексте отчета
Автоматическая генерация станционного отчета по самоанализу эксплуатационной безопасности (культуры безопасности) с исчерпывающим представлением данных в различных графиках и таблицах	Упрощение подготовки отчета по эксплуатационной безопасности, высокое качество отчетов по эксплуатационной безопасности
Демонстрация ASSET и INES процедур, примеров анализа на компьютере	Наглядное и удобное изучение методологий ASSET и INES

Таким образом, разработанные программные средства оттестированы и внедрены в МАГАТЭ и на ряде АЭС. Дальнейшее развитие системы предполагается по пути ее распространения по другим АЭС с необходимыми корректировками по мере поступления полезных предложений по ее усовершенствованию, а также в области перевода программных средств на национальные языки. В этом плане первоочередной задачей является создание русскоязычной системы, первая рабочая версия которой стала доступной для пользователей в конце 1997 г.

Другой перспективной задачей является перевод обеих версий системы ACCET в программную среду Access 7.0, что позволит воспользоваться преимуществами новых разработок пакета Microsoft Office.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Тома Б.** ASSET отмечает десятилетний юбилей. — Бюллетень МАГАТЭ, 1996, т. 38, № 4.
2. **Малкин С.Д., Сивоконь В.П., Хромов В.К., Фокин В.Ю.** Опыт разработки и использования программ автоматизации процедур INES и ASSET для оценки эксплуатационной безопасности АЭС. — В кн.: Сб. тезисов семинара «Безопасность и системы управления установками с ядерными реакторами». — Гатчина: ПИЯФ, 5—9 июня, 1995.

Статья поступила в редакцию 26 февраля 1998 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 10—13.

УДК 621.039.51:517.9:519.6

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ, ДИНАМИКА ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ И НЕЛИНЕЙНЫЕ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫЕ УРАВНЕНИЯ

Ю.А. Кузнецов, НИИ механики ННГУ,
603600, Нижний Новгород, пр. Гагарина, 23, корп. 6

Обсуждается общая схема метода математического моделирования. Отмечаются отличительные черты этого метода в задачах динамики ядерных реакторов. Описывается общая методика исследования разрешимости и качественных свойств решений абстрактной задачи Коши для нового класса нелинейных диф-

ференциальных уравнений в банаховых пространствах. Отмечаются некоторые применения данной методики к нелинейным математическим задачам динамики ядерных реакторов, а также возможные направления дальнейших исследований.

MATHEMATHICAL SIMULATION, DYNAMICS OF A NUCLEAR REACTORS AND NONLINEAR DIFFERENTIAL EQUATIONS. Yu.A. KUZNETSOV. The general scheme of the Method of mathemathical simulation is discussed. Some distinguishing features of this Method in the problems of nuclear dynamics are noted. The general method of investigation of solvability of an abstract Cauchy Problem for the new class of nonlinear differential equations in Banach spaces and qualitative properties of their solutions is described. Some applications of this method to nonlinear mathemathical problems of nuclear reactor dynamics and possible directions of further studies are pointed out.

1. ОБ ОБЩЕЙ КОНЦЕПЦИИ МЕТОДА МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Математическим моделированием некоторого класса явлений принято называть их описание и исследование с использованием математической символики и с помощью математических методов. Совокупность же соотношений, описывающих данные явления и представленных в математической форме, называют математической моделью.

Применение метода математического моделирования предполагает следующие основные этапы:

— постановка проблемы на содержательном уровне в рамках соответствующей предметной области, выявление основных закономерностей и фактов, позволяющих точно сформулировать проблему и представить ее в математической форме (построение математической модели);

— формулировка и исследование математических задач, связанных с математической моделью изучаемого класса явлений. К числу важнейших вопросов при исследовании подобных прямых задач относятся вопросы разрешимости, корректности и качественных свойств их решений. На данном и последующих этапах широко используются численные методы исследования;

— сопоставление исследуемой математической модели с экспериментальными данными и другими моделями (верификация модели). На этом этапе часто возникают задачи восстановления недоступных для измерения параметров и характеристик изучаемых явлений (обратные задачи);

— обобщение, уточнение и модернизация математической модели.

Важная особенность метода математического моделирования состоит в том, что он является, по существу, единственным возможным методом исследования недоступных непосредственно явлений макро- и микромира, а также тех явлений, для изучения которых (по экологическим или гуманитарным соображениям) не могут быть использованы иные методы исследования, в частности, экспериментальные (в качестве примера подобных явлений можно назвать аварийные процессы на ядерных энергетических установках или промышленных объектах, боевые действия, эпидемии и т.д.).

Отличительная черта метода математического моделирования — возможность описания изучаемого класса явлений математическими моделями различной степени общности (сложности). Понятно, что всякая математическая модель неизбежно является приближенной (неполной), и поскольку число отброшенных (неучитываемых) факторов практически неограничено в любой математической модели, то разумно считать наиболее точным описанием модели именно математическую модель и перечень учтенных в ней существенных черт исследуемых явлений. Такая точка зрения имеет очень давнюю историю и восходит к высказываниям почти четырехсотлетней давности Г. Галилея о роли математики как языка науки. С подобных позиций роль математического описания явления как его символического представления на научном языке, исключающем неоднозначность или неточное истолкование, позволяющем «сжимать» запись информации, делать ее легко обозримой и удобной, отмечалась многими математиками и физиками [1].

Метод математического моделирования — один из наиболее широко применяемых методов исследования прикладных задач. И хотя трактовка метода у различных авторов достаточно разнообразна, можно выделить в известном смысле основные («крайние») точки зрения на его использование при решении конкретных проблем.

Первая из них опирается на своеобразный «принцип оптимальности» [2]: прикладная задача должна быть решена не только правильно, но своевременно и экономно по затраченным усилиям. Решение должно быть доступно для существующих вычислительных средств и пригодно для фактического использования на практике. При этом должна достигаться приемлемая точность. Поэтому, исходя из перечисленных требований, а также из принципиальной неполноты любой математической модели, следует выбирать (при прочих равных условиях) математическую модель минимальной сложности и не искать слишком строгих в математическом плане методов ее исследования и слишком точных решений уравнений, поскольку при построении модели была значительно огрублена реальная картина явления. Выбор математической модели и уровень детальности ее изучения зависят также от целей, стоящих перед исследователем. Необходимо отметить, что эта точка зрения очень широко распространена и в подавляющем большинстве случаев достаточно обоснована.

Вторая точка зрения восходит к Д. Гильберту [3], А.М. Ляпунову [4], А. Пуанкаре [5], В.А. Стеклову [6] и может быть охарактеризована следующим образом. Сама математическая формулировка прикладной проблемы должна базироваться на полной и простой системе аксиом, строгость вводимых понятий должна не уступать классическим разделам математики. Задача, поставленная математически, становится задачей чистого анализа и должна трактоваться как таковая. Непозволительно пользоваться нестрогими или неточными рассуждениями и аналогиями. Конечная цель рассмотрения прикладной задачи — это не только облегчение вычислений или интегрирования дифференциальных уравнений, но еще и выявление скрытых и отнюдь не очевидных фактов и эффектов, изучение их под новым углом зрения. В своем крайнем проявлении эта позиция требует, чтобы вне зависимости от общности и адекватности математической модели ее исследование проводилось предельно строгими и обоснованными методами, характерными для собственно математических исследований.

Несмотря на достаточно ярко выраженную односторонность такой позиции, существуют ситуации, когда высказанная точка зрения полезна и даже необходима. Во-первых, высокий уровень математической общности и строгости необходим при разработке и обосновании единого метода, ориентированного на исследование широкого круга проблем в данной области. Во-вторых, выявление качества и непротиворечивости самой математической модели, а значит, тех исходных предположений данной предметной области, которые приводят к изучаемой модели. Нестрогие построения и рассуждения в данной ситуации могут привести к неверной оценке принятой модели явления. В-третьих, бессмысленно огрублять решение в тех случаях, когда в силу относительной простоты математической модели легко получается точное решение.

По-видимому, в вопросе о применимости метода математического моделирования в прикладных задачах наиболее приемлемой является следующая позиция: обе высказанные «крайние» точки зрения являются на самом деле взаимно дополняющими; исследование прикладной задачи должно включать в себя ряд этапов, на каждом из которых может превалировать одна из отмеченных точек зрения. Более того, при математическом описании достаточно сложной системы иногда целесообразно рассматривать набор взаимно согласованных моделей, каждая из которых может дать ответ на вполне определенный круг конкретных вопросов о поведении системы. При этом все модели из данного набора имеют свою математическую структуру, свой уровень сложности и даже свое предназначение (прикидка, оценка, результат качественного характера, количественное совпадение с экспериментом и т.д.) [7]. По существу, эти две точки зрения — две стороны одной медали, искусственное ограничение исследований рамками того или иного подхода лишь обедняет и обесценивает само исследование.

Сформулированная позиция вполне согласуется с характерными особенностями прикладных исследований школы А.А. Андронова [8, 9]. Для большинства таких исследований типичны глубокое понимание основных закономерностей в рассматриваемой и смежных предметных областях, четкая формулировка постановки задачи, сочетающаяся с указанием всех делаемых идеализаций и допущений и позволяющая сформулировать ряд математических моделей различной степени общности (сложности), внутренне согласованных между собой, строгое изучение математических моделей, имеющих принципиальный характер, значительный интерес к качественным особенностям изучаемых явлений и их описанию в рамках тех или иных моделей (сопровождающемуся, как правило, анализом зависимости качественных особенностей динамической системы от параметров).

Применение метода математического моделирования в прикладных задачах, относящихся к различным областям науки и техники, имеет свои специфические черты, которые проявляются как на стадии построения и исследования математической модели, так и на этапе анализа, представления и интерпретации полученных результатов.

Определенные особенности отличают и применение данного метода к исследованию задач динамики ядерных реакторов.

2. МЕТОД МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ В ДИНАМИКЕ ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

В динамике ядерных реакторов особую роль играет проблема надежности и безопасности, поэтому исследования конкретных прикладных задач, связанных с установками различных типов, так или иначе связаны с этой главной проблемой. Штатные режимы работы ядерных реакторов (ЯР) в большинстве случаев представляют собой их стационарные состояния. Ряд ЯР (например, импульсные реакторы) имеет в качестве штатного режима некоторый нестационарный процесс. Поскольку ЯР представляет собой объект повышенной опасности, особую актуальность приобретают проблемы исследования устойчивости штатных режимов, анализ возможных нештатных и аварийных ситуаций и их последствий, изучение характера плановых переходных процессов, проблема управления и многие другие.

Трудно переоценить роль метода математического моделирования в решении данных проблем. Как отмечается в [10], на стадии проектирования фактически единственным априорным источником информации о надежности и безопасности ядерной энергетической установки является ее математическая модель и получаемые на ее основе количественные и качественные результаты. Очень велика роль этого метода при исследовании нештатных и аварийных ситуаций. Здесь особенно важна адекватность и достаточная точность модели.

Как и в общем случае, можно указать две тенденции в создании и исследовании математических моделей динамики ядерных реакторов.

С одной стороны, как отмечается в [10—12], в прикладных задачах, особенно при исследовании вопросов устойчивости штатных режимов, а также нештатных и аварийных ситуаций, необходима предварительная информация о природе предполагаемой неустойчивости. Только в этих условиях возможно физически обоснованное математическое моделирование. При этом важен учет в первую очередь наиболее существенных факторов. К ним в соответствии с [11] следует относить такие обратные связи, которые могут самостоятельно вызвать неустойчивость. В рамках такого подхода вводится понятие механизма неустойчивости — предельно упрощенной математической модели явления, в которой в принципе нельзя пренебречь ни одним из факторов без исчезновения изучаемого явления неустойчивости. В более общем плане имеет смысл говорить о механизме того или иного эффекта (явления). Подобные механизмы демонстрируют принципиальную сторону явления на качественном уровне, позволяют выделить существенные переменные и параметры, а также оценить пределы значений

параметров, при которых имеет место данный эффект. При необходимости получения количественных результатов приходится усложнять и уточнять математическую модель, однако в усложненной модели непременно должны присутствовать основные компоненты исследуемого механизма явления. Изложенный подход, несомненно, перекликается с принципом оптимальности, побуждающим исследователя прибегать в первую очередь к использованию моделей минимальной сложности. Понятие механизма явления позволяет уточнить принцип оптимальности путем явного введения ограничения: нужно минимизировать сложность модели и детальность описания явления при наличии ограничения — сохранения в модели механизма явления. Нарушение этого ограничения дает бесполезную для практики модель.

Другая тенденция в какой-то степени созвучна аксиоматическому подходу и связана с математически строгим изучением достаточно общих моделей нейтронно-физических, теплогидравлических, механических и других процессов и их взаимодействия. Устанавливаемые при этом строго обоснованные результаты качественного и количественного характера, помимо обоснования непротиворечивости исходных посылок и корректности описания рассматриваемых процессов, указывают своеобразные точки отсчета — пределы возможного или, наоборот, нереализуемого характера поведения соответствующих динамических систем. При этом рассматриваемые математические модели могут выступать в качестве эталонов (систем сравнения) при исследовании более сложных. Поэтому желательно детальное и строгое изучение таких систем [13]. Изучение общих математических моделей служит также основой для обоснования алгоритмов численного решения и создания комплексов программ для численного анализа изучаемых процессов. Рассмотрение сложных моделей позволяет создавать избыточные расчетные модели, учитывающие не только основные, но и второстепенные, косвенные факторы, что позволяет проводить сравнительный анализ результатов, полученных в различных предположениях.

37861 нчф

Оба отмеченных подхода в математическом моделировании динамики ядерных реакторов в достаточной степени продемонстрированы в работах [10—12, 14—18]. В обзоре [19] представлены основанные на этих подходах результаты работ по динамике ядерных энергетических установок, полученные основанным в 1952 г. академиком А.А. Андроновым научным коллективом отдела динамики систем НИИ механики ННГУ.

3. НЕЛИНЕЙНЫЕ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫЕ УРАВНЕНИЯ И ДИНАМИКА ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

Как уже отмечалось выше, достаточно актуальным вопросом является исследование сложных распределенных моделей динамики ЯР, учитывающих различные обратные связи. Их исследование не только полезно, но и во многих случаях необходимо, например, с целью выявления правильности и непротиворечивости исходных предпосылок нейтронно-физического, теплогидравлического, механического характера, приводящих к данной модели, получения количественных результатов и т.д.

К этому направлению в теории реакторов принадлежит работа [18], развивающая в исследованиях динамики реакторов концепции, восходящие к работам [4—6]. Анализ основных физических процессов, протекающих в активной зоне ядерного реактора, а также общих математических моделей этих процессов, проведенный в работе [18], позволил выделить особый класс систем нелинейных дифференциальных и интегро-дифференциальных уравнений математической физики, характеризующихся некоторыми специальными свойствами входящих в них операторов. Абстрагирование указанных свойств в операторной трактовке, характерной для теории нелинейных дифференциальных уравнений в банаховых пространствах, позволяет определить неко-

Институт Атомной Энергии
им. И. В. Курчатова
БИБЛИОТЕКА

торый новый класс абстрактных нелинейных дифференциальных уравнений, охватывающий весьма широкий круг прикладных задач динамики ядерных реакторов.

В работе [8] строится теория разрешимости нелинейных эволюционных уравнений данного класса и исследуются качественные свойства их решений, что позволяет рассмотреть с единых методических позиций целый ряд прикладных задач, не получивших строгого математического изучения в рамках прежних подходов (обзор работ по теории дифференциальных уравнений в банаховых пространствах и смежным вопросам имеется в работах [20—22]).

Изложим коротко некоторые результаты, связанные с выделенным классом нелинейных дифференциальных уравнений в банаховом пространстве, а также отметим возможные направления дальнейших исследований.

Рассмотрим абстрактную задачу Коши вида

$$\frac{dx(t)}{dt} = A(t)x(t) + f(t, x(t)), \quad t > t_0; \tag{1}$$

$$x(t)\,|_{t=t_0+0} = x_0. \tag{2}$$

Изучение задачи Коши (1), (2) ведется при некоторых предположениях, тесно связанных с переосмыслением самого понятия решения, навеянным исследованием ряда прикладных задач. Поясним сказанное.

Пусть F — банахово пространство, D — некоторое плотное в F множество (обычно совпадающее с областью определения замкнутого линейного оператора $A(t)$ в правой части уравнения (1)). С введением естественной нормы $\|\cdot\|_D$ множество D наделяется структурой банахова пространства. Под классическим решением задачи Коши (1), (2) на отрезке L, $L = I_{t_0}^{T} = [t_0, t_0 + T]$, t_0, $T \in R$, $T > 0$, обычно понимают абстрактную функцию $x(.)$: $L \to F$, принадлежащую пространству $C^1(L, F)$, удовлетворяющую включению $x(t) \in D$, $t \in L$, причем $x(t)$ как отображение $x(.)$:$L \to D$ принадлежит пространству $C(L, D)$, дифференциальное уравнение (1) обращается при подстановке $x(t)$ в тождество в пространстве $C(L, F)$ и выполнено начальное условие (2) в форме

$$\|x(t) - x_0\|_F \to 0; \quad t \to t_0 + 0; \quad x_0 \in D.$$

Такая трактовка решения задачи (1), (2) естественна также с позиций теории C_0-полугрупп линейных операторов [22, 23]. Включение $x(t) \in D$, $t \in L$ характеризует степень гладкости или регулярности $x(t)$ как элемента пространства F. Оказывается, что требование $x(t) \in C^1(L, F)$ во многих случаях обременительно и может быть расщеплено следующим образом: $x(t) \in C(L, F)$, $dx(t)/dt \in C(L; \mathrm{E})$, причем $F \subset E \subset \mathrm{E}$, где $\{F, E, \mathrm{E}\}$ — некоторая согласованным образом выбранная тройка банаховых пространств, а дифференциальное уравнение (1) на решениях такого типа обращается в тождество в пространстве $C(L, \mathrm{E})$. Подобное расщепление свойств решения находит естественную интерпретацию в ряде прикладных задач. Что же касается промежуточного пространства E, то его введение и выбор отчасти продиктованы свойствами оператора $f(t, x)$ в уравнении (1); регулярность этого оператора удобно характеризовать по отношению к парам пространств $\{E, \mathrm{E}\}$, $\{F, \mathrm{E}\}$, $\{F, E\}$, которые можно рассматривать как некоторые аналоги допустимых пар функциональных пространств [24]. При этом гладкость оператора $f(t, x)$ описывается в терминах существования расширенной производной Фреше и наличия для нее некоторых оценок. Введем следующее определение. Пусть заданы две пары банаховых пространств $\{A, \mathrm{A}\}$, $\{B, \mathrm{B}\}$, причем $A \subset \mathrm{A}$, $B \subset \mathrm{B}$ и множество A плотно в A, а также нелинейный оператор $g(.)$: $\mathrm{A} \to \mathrm{B}$, причем справедливы включения $A \subset D(g) \subset \mathrm{A}$, где $D(g)$ — область определения оператора g. Пусть сужение оператора g на A, обозначаемое $\widehat{g}$, действует из A в B, причем

$\hat{g}$ обладает производной Фреше $\hat{g}'_x(x_0)(.) \in B(A, B)$, $\forall\ x_0 \in A$. Если существует оператор $G(x_0)$ из $B(\mathbf{A}, \mathbf{B})$, обладающий свойством

$$G(x_0)x = \hat{g}'_x(x_0)x \in B,\ \forall\ x_0,\ \ x \in A,$$

то он называется (A, B)-расширением производной Фреше $\hat{g}'_x(x_0)(.) \in B(A, B)$ и обозначается $\tilde{\tilde{g}}'_x(x_0)(.)$. В силу плотности A в A такой оператор (если он существует) единствен. Свойства расширенных производных аналогичны свойствам обычных производных Фреше гладких операторов. Понятие расширенной производной (в случае $\mathbf{A} = \mathbf{B} = B$) восходит к [25] и использовалось в ряде работ [25, 26] и др.

Пусть $\{F, E, \mathbf{E}\}$ согласованным образом выбранная тройка банаховых пространств, причем $F \subset E \subset \mathbf{E}$ и указанные вложения непрерывны, а множество F плотно в E. Будем рассматривать задачу Коши (1), (2) в указанной тройке пространств, предполагая, что $A(t)\ \forall\ t \in I_{t_0} \equiv [t_0, \infty)$ — замкнутый линейный оператор в E со всюду плотной в E областью определения $D(A)$, не зависящей от времени t, сильно непрерывно дифференцируемый по t на $D(A)$. Пусть, далее, семейство операторов $\{A(t), t \in I_{t_0}\}$ порождает в E семейство эволюционных операторов $\{U_A(s, t), (s, t) \in \Delta_{t_0} \equiv \{t_0 \le s \le t < \infty\}\}$, причем множества F, E инвариантны относительно $U_A(s, t)$ и семейства операторов $U_F = \{U_F(t, s), (s, t) \in \Delta_{t_0}\}$, $U_E = \{U_E(t, s), (s, t) \in \Delta_{t_0}\}$ — сужений операторов $U_A(s, t)$ на F и E являются семействами ограниченных операторов в F и E, причем операторы семейства U_F сильно непрерывны в F по переменным $(s, t) \in \Delta_{t_0}$ (условие $A(t)$ — допустимости F в смысле Т. Като [23]). Относительно оператора $f(t, x)$: $I_{t_0} \times D(f) \to \mathbf{E}$ предполагается существование некоторых $\{F, E\}$ — производных Фреше и $\{E, \mathbf{E}\}$—расширенных производных Фреше по x и производных по t, а также справедливость для них ряда оценок [18]. Кроме того, предполагается, что оператор Вольтерра—Немыцкого

$$Q_t[\varphi] \equiv \int_{t_0}^{t} U_A(t, s)\hat{f}(s, \varphi(s))ds$$

действует из пространства

$$H(L) = C(L, F) \cap C^1(L, \mathbf{E}),\ L = I_{t_0}^T = [t_0, t_0 + T],\ t_0,\ T \in R,\ T > 0$$

в $C(L, F)$ и удовлетворяет некоторым оценкам. Под решением задачи (1), (2) на отрезке L понимается абстрактная функция $x(t) \in \mathbf{B}(L)$, удовлетворяющая уравнению (1) в $C(L, \mathbf{E})$, а при $t \to t_0 + 0$ — начальному условию (2) в $C(L, F)$, где $x_0 \in F \cap D(A)$. Здесь банахово пространство $\mathbf{B}(L)$ определяется следующим образом: $\mathbf{B}(L) = = C(L, F) \cap C(L, \mathbf{E}_A) \cap C^1(L, \mathbf{E})$; символом $\mathbf{E}_A$ обозначено банахово пространство, совпадающее по набору элементов с множеством $D(A) \subset \mathbf{E}$ и оснащенное нормой $\|x\|_{E_A} = \|x\|_E + \|A(t_0)x\|_E$, $x \in D(A)$. Аналогичным образом определяется метризуемое пространство $\mathbf{B}(J)$ в случае некомпактного множества $J \subset R$.

В работе [18] устанавливаются основные результаты о разрешимости и качественных свойствах решений задачи Коши (1), (2). Доказываются теоремы существования, единственности и продолжимости решений, дается обоснование некоторым критериям существования глобального решения. Устанавливаются оценки решений уравнения (1) в фазовом пространстве и основанные на них признаки продолжимости решений. Выясняются условия существования глобального положительного решения [27,

28], устанавливаются теоремы сравнения решений, исследуются некоторые методы построения систем сравнения. Обсуждаются вопросы зависимости решений задачи Коши от параметров, вопросы существования и устойчивости соответствующих стационарных решений и т.д. Вводятся в рассмотрение и исследуются некоторые функциональные пространства, представляющие значительный интерес в нелинейных математических задачах теории переноса частиц и динамики ядерных реакторов.

Данные результаты позволяют провести детальное исследование разрешимости и корректности постановок ряда нелинейных начально-краевых задач теории переноса и динамики реакторов. Прежде всего, это общая модель динамики реактора с учетом температурных обратных связей и изменения нуклидного состава среды, математическая модель динамики реактора с учетом отравления ксеноном и температурной и(или) мощностной обратных связей. Исследуются вопросы существования и устойчивости стационарных состояний реактора при разнообразных предположениях о характере обратных связей.

Изложенные в работе [18] методика и результаты исследования некоторых нелинейных распределенных моделей динамики ядерных реакторов общего вида методами качественной теории нелинейных дифференциальных уравнений в банаховых пространствах являются основой для дальнейших исследований общих моделей динамики реактора, формулировки и изучения численных методов расчета динамики, базирующихся на детальных распределенных моделях, обоснования приближенных и упрощенных моделей динамики реакторов как предельных для общих моделей (при некоторых предположениях о временных и пространственных масштабах протекающих процессов).

Перечислим некоторые направления исследований в динамике ядерных реакторов, представляющие значительный интерес как для общей математической теории реакторов, так и для решения прикладных задач:

1. Исследование разрешимости линейных и нелинейных начально-краевых задач математической теории переноса частиц в случае обобщенных граничных условий, включающих, в частности, описание отражения нейтронов на границе области. Это направление связано с развитием методов качественной теории нелинейных дифференциальных уравнений в полуупорядоченных банаховых пространствах, построением и изучением соответствующих функциональных пространств, разработкой эффективных алгоритмов численного решения распределенных начально-краевых задач. Некоторые новые результаты по перечисленным проблемам получены в работах [29, 30].

2. Разработка и математически строгое исследование обобщенных математических моделей теплофизических и гидравлических процессов в ядерных реакторах, включая математическое моделирование процессов тепломассообмена и гидродинамики многофазных потоков, колебания элементов конструкций и оборудования, их взаимодействие и влияние на нейтронно-физические процессы. Единый подход к построению моделей и математическому исследованию взаимодействующих процессов различной природы может базироваться на некоторых обобщениях интегрального вариационного принципа Гамильтона—Остроградского, примененного в [17, 31] для построения распределенных математических моделей систем типа «трубная оболочка — движущаяся жидкость», для обоснования основ аналитической гидравлики и в ряде других задач.

3. Дальнейшее развитие качественной теории дифференциальных уравнений, теории устойчивости решений распределенных динамических систем и теории бифуркаций применительно к системам общего вида и конкретным моделям динамики реакторов. Наибольший интерес в таких задачах представляют вопросы устойчивости и зависимости от параметров штатных режимов работы ядерного реактора (в частности, стационарных режимов), исследование в достаточно общей форме вопросов о запасе или степени устойчивости таких решений и о размерах их областей притяжения. В этих задачах интересен подход, основанный на теории оптимизации. Значительный интерес представляют и новые постановки, и строгое исследование задач оптимизации переходных процессов динамических систем общего вида и переходных процессов в динамике ядерных реакторов.

4. Построение системы взаимосвязанных и взаимосогласованных математических моделей динамики реактора различного уровня сложности, базирующихся на процедуре упрощения общих распределенных математических моделей и нацеленных на изучение определенного круга явлений. Такие модели должны достаточно точно учитывать распределенность реактора, а именно: наличие пространственных областей или выделенных направлений в реакторе с особыми свойствами (например, для реакторов с кипящим теплоносителем выделенными направлениями можно считать направления по ходу течения теплоносителя). В известном смысле эти приближенные модели должны быть проблемно-ориентированными, т.е. учитывающими специфику того или иного типа реакторов и изучаемого явления, что собственно и позволяет получить достаточно простые, но правильно передающие особенности распределенного объекта модели. Такие модели должны выводиться из общих моделей на основе строго обоснованных математических процедур (асимптотические методы, методы усреднения, теория возмущений и т.д.).

Создание и исследование как сложных и полных математических моделей динамики реакторов, так и широкого спектра проблемно-ориентированных моделей, в том числе упрощенных, позволяет не только получать точные расчетные результаты на основе их теоретического анализа и соответствующих численных алгоритмов и программ, но также строить достаточно адекватные реальности простые модели, позволяющие получать качественно правильные результаты в рамках инженерных методик, которые могут служить инструментом оценки правильности численных исследований, проводимых с использованием различных комплексов программ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вейль Г. Математическое мышление. — М.: Наука, 1989.
2. Блехман И.И., Мышкис А.Д., Пановко Я.Г. Механика и прикладная математика: Логика и особенности приложений математики. — М.: Наука, 1990, с. 35—37.
3. Гильберт Д. Математические проблемы. Доклад на II Международном конгрессе математиков в Париже (8 августа 1990 г.). — В кн.: Проблемы Гильберта/Под ред. П.С. Александрова. — М.: Наука, 1969, с. 18—21.
4. Liapounoff A.M. Sur un probleme de tscebycheff. — Записки Императорской академии наук, 1905, т. 17, с. 1— 32.
5. Пуанкаре А. Ценность науки. — В кн.: О науке. — М.: Наука, 1983, с. 153—282.
6. Стеклов В.А. Основные задачи математической физики. Ч. 1. — Петроград: 1922. — 285 с. Второе издание/Под ред. В.С. Владимирова. — Там же, гл. III, с. 53—63.
7. Касти Дж. Большие системы. Связность, сложность и катастрофы/Пер. с англ. — М.: Мир, 1982. — 216 с.
8. Андронов А.А., Горелик Г.С. Радиофизика и общая динамика машин. — Радиофизика, 1958, т. 1, № 1, с. 5—13.
9. Горяченко В.Д. Андронов Александр Александрович. — Нижний Новгород: ННГУ, 1992. — 64 с.
10. Митенков Ф.М. Актуальные задачи динамики энергетических реакторов. — ВАНТ. Сер. Физика и техника ядерных реакторов, 1981, № 6(19), с. 3—5.
11. Митенков Ф.М., Моторов Б.И. Механизмы неустойчивых процессов в тепловой и ядерной энергетике. — М.: Энергоиздат, 1981. — 88 с.
12. Митенков Ф.М., Кутьин Л.Н., Моторов Б.И., Самойлов О.Б. Устойчивость подкипающих аппаратов. — М.: Энергоатомиздат, 1983. — 96 с.
13. Матросов В.М., Анапольский Л.Ю., Васильев С.Н. Принцип сравнения в математической теории систем. — Новосибирск: Наука, 1980. — 481 с.
14. Горяченко В.Д. Методы исследования устойчивости ядерных реакторов. — М.: Атомиздат, 1977. — 296 с.
15. Сабаев Е.Ф. Системы сравнения для нелинейных дифференциальных уравнений и их приложения в динамике реакторов. — М.: Наука, 1980. — 192 с.
16. Крянев А.В., Шихов С.Б. Вопросы математической теории реакторов. Нелинейный анализ. — М.: Энергоатомиздат, 1983. — 280 с.
17. Смирнов Л.В. Математические модели динамики и устойчивость систем принудительной циркуляции теплоносителя. — Там же, 1992. — 128 с.

18. **Кузнецов Ю.А.** Математические задачи динамики ядерных реакторов. — Там же, 1994. — 384 с.
19. **Смирнов Л.В.** Математические модели, аналитические и численные исследования гидродинамических, гидроупругих и теплофизических процессов в ВВЭР. — В кн.: Труды международной конференции «Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР» (Теплофизика-95). — Обнинск, 1995, т. 1, с. 7—19.
20. **Крейн С.Г., Хазан М.И.** Дифференциальные уравнения в банаховом пространстве. — Итоги науки и техники, 1983, т. 21, с. 130—264.
21. **Васильев В.В., Крейн С.Г., Пискарев С.И.** Полугруппы операторов, косинус оператор-функции и линейные дифференциальные уравнения. — Там же, 1990, т. 28, с. 87—202.
22. **Клемент Ф., Хейманс Х. и др.** Однопараметрические полугруппы. Абстрактные дифференциальные уравнения с приложениями. — М.: Мир, 1992. — 352 с.
23. **Tanabe H.** Equations of Evolution. — London: Pitman, 1979. — 260 p.
24. **Массера Х.Л., Шеффер Х.Х.** Линейные дифференциальные уравнения и функциональные пространства. — М.: Мир, 1970. — 456 с.
25. **Segal I.E.** Non-linear semi-groups. — Annals Math., 1963, vol. 78, № 2, p. 339—364.
26. **Якубов С.Я.** Линейные дифференциально-операторные уравнения и их приложения. — Баку: Элм., 1985. — 220 с.
27. **Красносельский М.А.** Положительные решения операторных уравнений. Главы нелинейного анализа. — М.: Наука, 1962. — 396 с.
28. **Опойцев В.И., Хуродзе Т.А.** Нелинейные операторы в пространствах с конусом. — Тбилиси: Изд. ТГУ, 1984. — 216 с.
29. **Кузнецов Ю.А.** Основы качественной теории некоторых классов нелинейных эволюционных уравнений в полуупорядоченных банаховых пространствах. — В кн.: Понтрягинские чтения-VII. — Воронеж: ВГУ, 1996, с. 112.
30. **Кузнецов Ю.А.** Нестационарное уравнение переноса частиц с обобщенными граничными условиями. — Вестник Нижегородского университета. Серия: Математическое моделирование и оптимальное управление. — Нижний Новгород: ННГУ, 1998.
31. **Смирнов Л.В.** Вариационный принцип Гамильтона—Остроградского и его применение в случае деформируемых систем переменной массы и при построении аналитической гидравлики. — Там же, 1996. — 30 с.

Статья поступила в редакцию 14 мая 1998 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 13—22.

УДК 621.039.51

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРЕХОДНЫХ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В АКТИВНЫХ ЗОНАХ ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

А.П. Сорокин, В.И. Михин, Н.М. Матюхин, Г.П. Богословская, И.Л. Богатырев, М.В. Козлов, ГНЦ РФ ФЭИ, 249020, Обнинск, Калужская обл., пл. Бондаренко, 1

Представлена методика поканального теплогидравлического расчета нестационарных режимов тепловыделяющих сборок (ТВС), учитывающая влияние их формоизменения, результаты численных исследований нестационарных температурных полей в центральных зонах и данные верификационных расчетов.

MODELLING TRANSIENT THERMO-HYDRAULIC PROCESSES IN A NUCLEAR REACTOR CORE. A.P. SOROKIN, V.I. MIKHIN, N.M. MATYUKHIN, G.P. BOGOSLOVSKAYA, I.L. BOGATYREV, M.V. KOZLOV. Subchannel thermal hydraulic approach is presented to analyze transient behavior in fuel subassembly, taking into account bundle deformation as well as results of analytical study of transient temperature fields in reactor core and verification data.

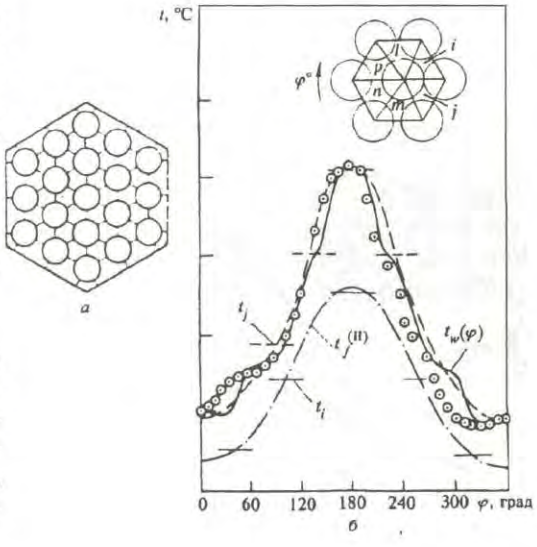
ВВЕДЕНИЕ

Важным аспектом теплофизического обоснования ТВС быстрых реакторов является определение максимальной температуры оболочек твэлов и вероятности возникновения локального кипения жидкометаллического теплоносителя при переходных режимах работы, например, при скачкообразном изменении энерговыделения. Учет факторов перегрева, включающих деформацию решетки, неравномерное энерговыделение, стохастические неравномерности температуры, — необходимое условие корректного расчета на современном уровне наиболее напряженных ТВС, определяющих максимальный уровень температуры.

В настоящей работе развита поканальная методика [1] для переходных процессов с постоянной времени не менее нескольких десятых долей секунды. Приведены данные о переходных процессах при мгновенном скачке энерговыделения.

МЕТОДИКА ПОКАНАЛЬНОГО РАСЧЕТА

Распределение скорости и подогрева теплоносителя в ТВС находится на основе решения системы уравнений макропереноса (баланса) [2], записанных для элементарных точек ТВС (рис. 1). Замыкающие соотношения находятся по соотношениям, представленным в [3]. Граничными являются значения скорости, давления и энтальпии на входе и выходе из ТВС (или группы ТВС) при неадиабатических условиях на чехле ТВС.

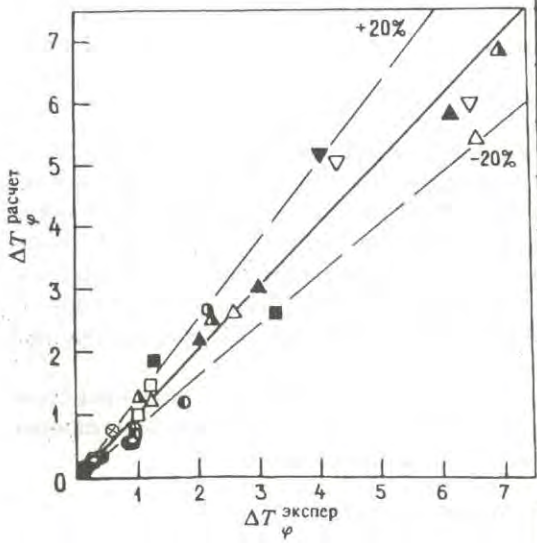


Р и с. 1. Фрагмент ТВС с разбиением на каналы (*а*) и алгоритм расчета распределения температуры по поверхности твэла в искаженной решетке твэлов (*б*): ⊙ — эксперимент; -.- — распределение подогрева теплоносителя; - - -, —— — температуры по периметру твэла без учета и с учетом соответственно локальных неравномерностей в широких и узких частях ячеек

Температура поверхности твэлов в искаженной решетке определяется интерполяцией значений в характерных точках периметра (узкой и широкой частях ячеек). В этих точках температуру находят как суперпозицию температуры теплоносителя в ячейках и локального перегрева поверхности.

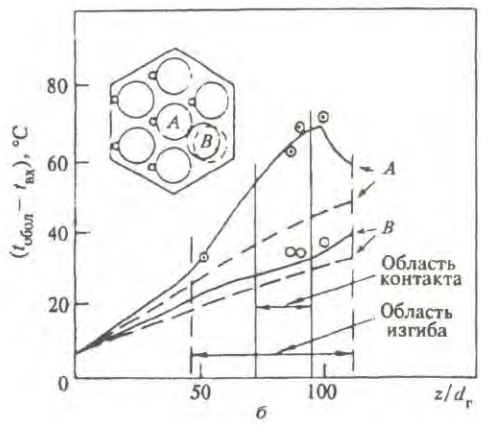
Методика расчета реализована в программе МИД. Многочисленные верификационные тесты программы выполнены с использованием данных, полученных в ФЭИ и в других организациях [4] (рис. 2, 3).

Температура твэлов на рис. 2, 3 рассчитана с применением интеграла Дюамеля на основе исследований, проведенных авторами настоящей статьи.



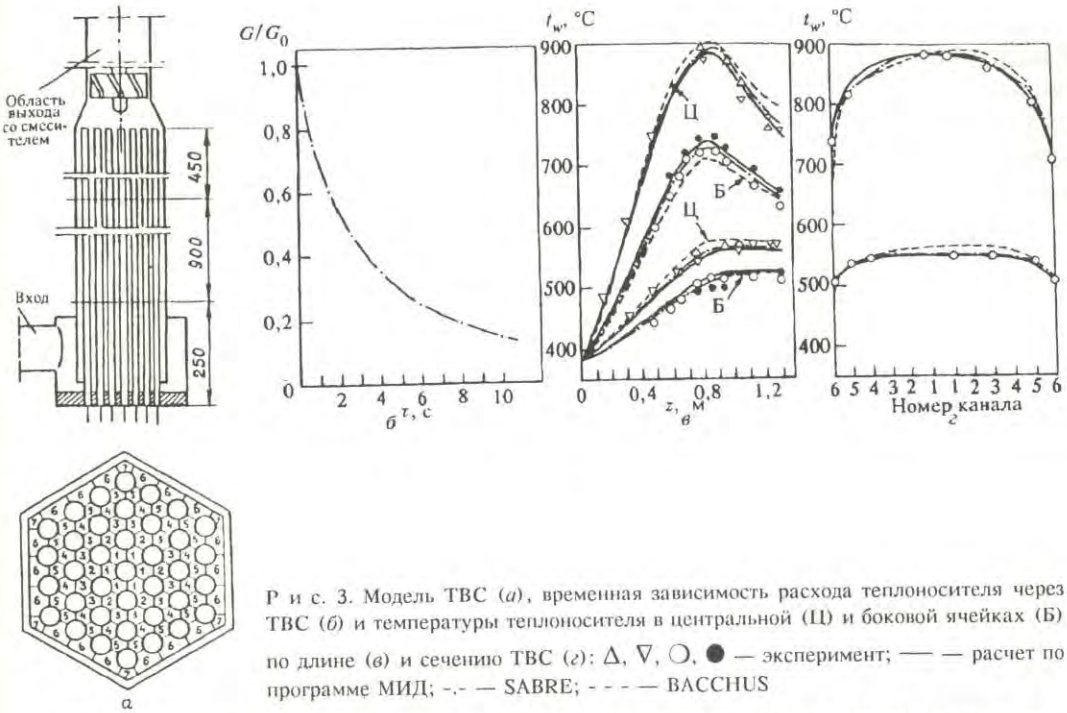
Обозначение	s/d	$d_в/d$	Конструкция твэла	Диапазон Pe	$l/d_г$	$\frac{e}{s-d}$	Тип твэла	Схема смещения
◑	1,185	0,27	гладкий	100-700	185	0,5	бок.	
◐	–"–	0,27	гладкий	100-700	185	0,5	угл.	
◓	–"–	0,27	оребр.	100-700	220	0,5	бок.	
◒	–"–	0,27	оребр.	100-700	220	0,5	угл.	
⊕	–"–	—	оребр.	100-700	220	0,5	бок.	
⊗	–"–	—	оребр.	100-700	220	0,5	угл.	
△	–"–	—	гладкий	70-700	210	1,0	центр.	
▲	–"–	—	гладкий	70-700	210	1,0	бок.	
◭	–"–	—	гладкий	70-700	210	1,0	угл.	
▽	–"–	—	гладкий	50-500	185	1,0	бок.	
▼	1,185	—	гладкий	50-500	185	1,0	угл.	
□	1,17	0,26	гладкий	20-600	210	1,0	бок.	
■	1,17	0,26	гладкий	20-600	210	1,0	бок.	

а



б

Р и с. 2. Расчетные и экспериментальные максимальные азимутальные неравномерности температуры в модельных сборках с деформированной решеткой твэлов (*а*) и температурная зависимость по образующим А и В при изгибе периферийного твэла (*б*): ⊙, ○ — эксперимент; —, - - - - — расчет при изгибе и без изгиба твэла соответственно



а

Р и с. 3. Модель ТВС (*а*), временная зависимость расхода теплоносителя через ТВС (*б*) и температуры теплоносителя в центральной (Ц) и боковой ячейках (Б) по длине (*в*) и сечению ТВС (*г*): Δ, ∇, ○, ● — эксперимент; —— — расчет по программе МИД; -.- — SABRE; - - - — BACCHUS

Нестационарные температурные поля в центральных зонах ТВС. Метод численного решения уравнений теплопереноса и характерные распределения нестационарных температурных полей в топливе и теплоносителе приводятся в [5, 6]. Расчеты выполнены для турбулентного режима течения теплоносителя при различных числах Рейнольдса. Учитывали конвективный перенос тепла, молекулярную и турбулентную диффузию в радиальном и аксиальном направлениях.

Исследованы ТВС с различными теплоносителями (натрий, вода, свинец), с топливом из урана и диоксида урана, а также температурные поля в моделях ТВС и кольцевых каналах при размещении твэла в круглой трубе с адиабатическим граничным условием на внешней стенке трубы. Результаты численных исследований подтверждены экспериментальными данными, полученными при мгновенном отключении нагревателя модели.

Анализ расчетных данных показал, что при скачкообразном изменении энерговыделения температура оболочки твэла (или подогрева теплоносителя) на выходе из зоны энерговыделения приближенно может описываться экспоненциальной зависимостью:

$$\Theta = \Theta_\infty \left[1 - \exp(-t/t_p)\right], \tag{1}$$

где t — время; t_p — параметр релаксации температуры в ТВС.

Для получения явной зависимости t_p от параметров ТВС использовано аналитическое решение задачи нестационарной теплопроводности для твэла при изотермическом граничном условии на его поверхности. Согласно этому решению время установления температуры в твэле при изотермическом граничном условии определяется параметром:

$$t_{\text{тв}} = \frac{d^2}{4a_0}\left[0{,}1729 + 0{,}9452\left(\frac{\Delta_1}{\lambda_1} + \frac{\Delta_k}{\lambda_k}\right)\frac{\lambda_0}{d_0}\right], \tag{2}$$

где d —диаметр твэла; d_0 — диаметр топливного сердечника; Δ_1 — толщина оболочки; Δ_k — толщина контактного подслоя между сердечником и оболочкой; λ_0, λ_1, λ_k — коэффициенты теплопроводности топлива, оболочки и контактного подслоя; a_0 — температуропроводность топлива.

Анализ данных при $Re \le 10^4$ показал, что поток теплоносителя существенно влияет на динамику температуры топлива. Это обусловлено в первую очередь подогревом теплоносителя ΔT, который при относительно малых числах Рейнольдса сравним с радиальной неравномерностью температуры сердечника твэла. Поэтому к параметру $t_{тв}$ следует добавить время $t_q - (\rho c_p)\Delta T / q_v$, необходимое для повышения температуры топлива на ΔT. Определяя подогрев теплоносителя из баланса энергии, получаем

$$t_q = \frac{\pi d_0^2}{4\omega} \frac{(\rho c_p)_0 h_q}{(\rho c_p)_f w}, \qquad (3)$$

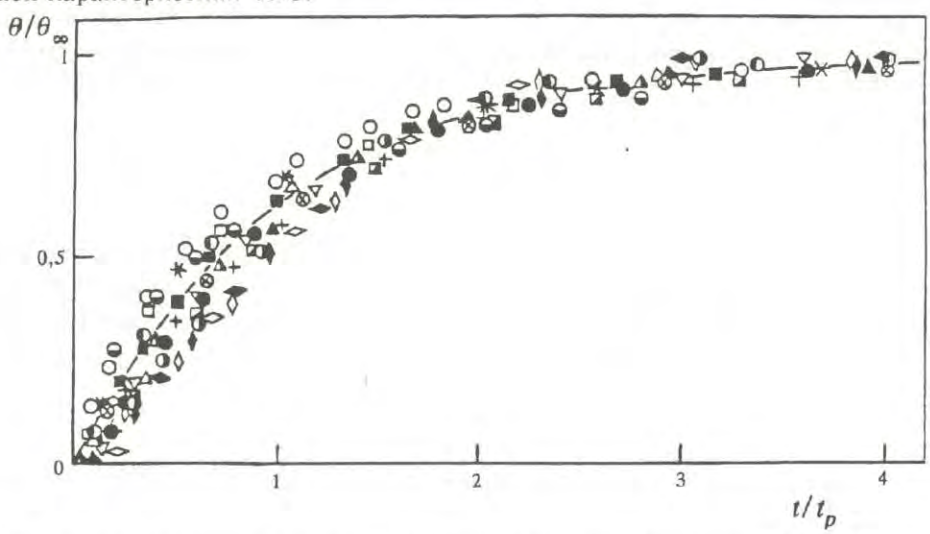
где ρc_p — плотность и теплоемкость; q_v — плотность объемного энерговыделения топлива, h_q — длина зоны энерговыделения; w — средняя скорость теплоносителя; ω — проходное сечение теплоносителя; индексы «0» и «f» относятся к топливу и теплоносителю соответственно.

Исследование нестационарной задачи теплопроводности для твэла, омываемого стержневым потоком теплоносителя (равномерное распределение скорости), указывает на необходимость учета времени транспортировки теплоносителя через зону энерговыделения h_q/w, влияние которого на релаксацию температуры в ТВС существенно при малых числах Рейнольдса. В результате имеем $t_p = \frac{2}{\pi}\left(t_{тв} + t_q + h_q/w\right)$. Постоянная $2/\pi$ получена из обобщения расчетных данных настоящей работы.

Возможность представления температуры оболочки твэла или подогрева теплоносителя как функции времени в виде единой зависимости (1) показывает, что параметр t_p является обобщенной динамической характеристикой ТВС. На рис. 4 в координатах $(\Theta/\Theta_\infty, t/t_p)$ представлена зависимость (1). Параметры ТВС и кольцевых каналов, для которых рассчитаны эти данные, приведены в таблице. На рис. 5 те же данные представлены в координатах $(\Theta/\Theta_\infty, t/t_0)$, где t_0 — постоянная твэла [7]. Зависимость показана в виде

$$\Theta = \Theta_\infty \left[1 - \exp(-\frac{t}{t_0})\right].$$

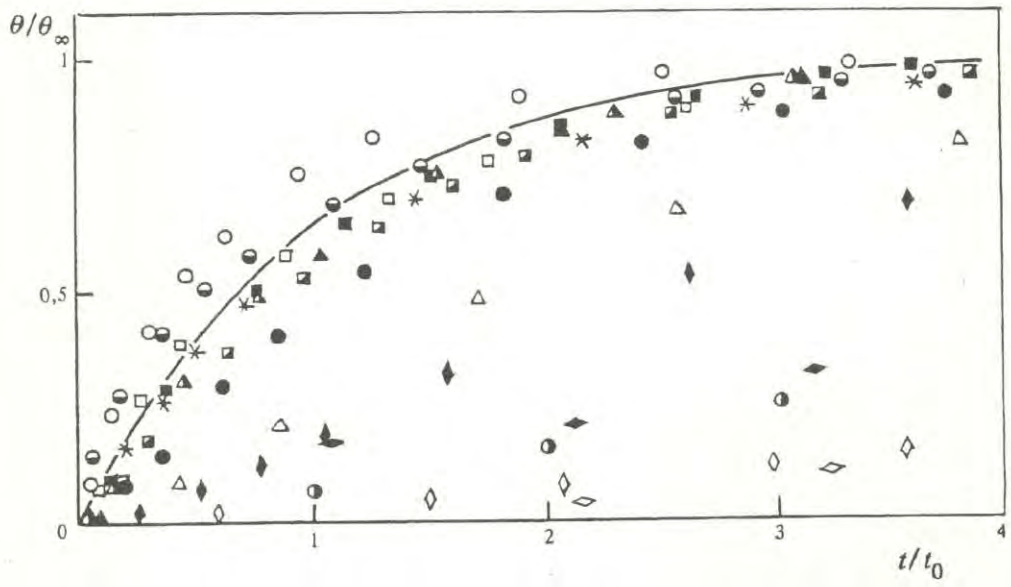
Видно, что постоянная твэла не может рассматриваться в качестве обобщенной динамической характеристики ТВС.



Р и с. 4. Зависимость безразмерной температуры оболочки Θ/Θ_∞ твэла (теплоносителя) от параметра t/t_p (см. условные обозначения в таблице)

Параметры ТВС и кольцевых каналов

Условные обозначения	x	R_α	H	$Re \cdot 10^{-4}$	Pr	R_f	R_0	Λ_0	A_0	Λ_1	A_1	R_t	
■	1,15	—	217	8,9	0,005	0,88	0,85	0,043	0,015	0,22	0,06	5,1	ТВС БН
◪	1,15	—	217	8,9	0,005	0,88	0,85	0,47	0,16	0,22	0,06	5,1	
◇	1,15	—	217	1	0,005	0,88	0,85	0,47	0,16	0,22	0,06	0	
♦	1,15	—	217	1	0,005	0,88	0,85	0,47	0,16	0,22	0,06	5,0	
✻	1,15	—	217	8,9	0,005	0,88	0,85	0,043	0,015	0,22	0,06	0	
▲	1,4	—	780	44	0,98	0,86	0,83	60	86	35	33	0,06	ТВС ВВЭР
◭	1,4	—	780	44	0,98	0,86	0,83	9,7	13	35	33	0,06	
◆	1,4	—	780	1	0,98	0,86	0,83	60	86	35	33	0,06	
◇	1,4	—	780	1	0,98	0,86	0,83	60	86	35	33	0	
●	1,17	—	160	1,6	0,022	0,88	0,85	0,26	0,08	0,64	0,13	1,7	ТВС
+	1,4	—	780	10	1,89	0,86	0,83	60	85	35	32	0,17	
△	—	1,6	200	1	0,005	0,88	0,88	0,06	0,02	0,31	0,08	0	Кольцевой канал
❑	—	1,6	200	10	0,005	0,88	0,88	0,06	0,02	0,31	0,08	0	
◑	—	1,3	200	1	0,005	0,9	0,9	0,46	0,16	0,31	0,08	0	
○	—	1,6	100	10	0,005	0,8	0,8	0,06	0,02	0,31	0,08	0	
◒	—	1,6	10	10	0,005	0,98	0,98	0,06	0,02	0,31	0,08	0	



Р и с. 5. Зависимость безразмерной температуры оболочки Θ/Θ_∞ твэла (теплоносителя) от параметра t/t_0 (см. условные обозначения в таблице)

Использованы следующие обозначения параметров ТВС и кольцевых каналов, приведенных в таблице: $R_0 = d_0/d$; $R = (d - 2\Delta_1)/d$; $H = 2h_q/d$; $\Lambda_0 = \lambda_0/\lambda_f$; $\Lambda_1 = \lambda_1/\lambda_f$; $A_0 = \alpha_0/\alpha_f$; $A_1 = \alpha_1/\alpha_f$; $R_T = (\Delta_k/\lambda_k)/(2\lambda_f/d)$; Re — число Рейнольдса, Pr — число Прандтля; x — относительный шаг твэлов; R_α — отношение внешнего радиуса кольцевого канала к внутреннему; λ_f и α_f — коэффициенты теплопроводности и температуропроводности теплоносителя; $\alpha_{об}$ — коэффициент температуропроводности оболочки.

Параметр t_0 содержит эмпирическую величину — коэффициент теплообмена, учитывающий вклад термического сопротивления теплообмену во время установления температуры в твэле [7]. Параметр t_p такой величины не содержит. Отсюда можно сделать вывод о слабом влиянии термического сопротивления теплообмену на релаксацию температуры в ТВС быстрых и водоохлаждаемых реакторов. Это можно объяснить превышением подогрева теплоносителя над температурным напором стенка—жидкость.

При моделировании стационарных процессов теплообмена в качестве имитаторов твэлов используются трубки, обогреваемые изнутри электрической спиралью. Электрическая спираль изолируется от стенки трубки слоем кремнеорганики. Условием приближенного моделирования стационарных процессов является равенство эффективной теплопроводности трубки имитатора и твэла [8]. Экспериментальные и расчетные исследования показали, что при скачкообразном изменении энерговыделения температура оболочки имитатора теплоносителя на выходе из зоны энерговыделения также описывается зависимостью (1). Разработан метод теоретического определения t_p. Экспериментальные значения t_p находились приведением к виду (1) временных зависимостей для температуры оболочки имитатора, найденных в опытах при мгновенном отключении нагревателей модели.

Параметр t_p есть обобщенная динамическая характеристика ТВС или модели. Это позволяет сформулировать условие приближенного моделирования как равенство безразмерных значений параметров релаксации модели или натуры. Если в качестве масштаба времени принимается время транспортировки теплоносителя через зону энерговыделения, то условием приближенного моделирования является равенство $(t_p w/h_q)$-модели и $(t_p w/h_q)$-натуры.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Жуков А.В., Сорокин А.П., Ушаков П.А.** Анализ горячих пятен в ТВС активных зон быстрых реакторов. — Атомная энергия, 1987, т. 62, вып. 3, с. 153—158.
2. **Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М.** Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов. Теоретические основы и физика процесса. — М.: Энергоатомиздат, 1989.
3. **Богатырев И.Л., Богословская Г.П., Жуков А.В. и др.** Система констант для поканального теплогидравлического расчета режимов работы ТВС реакторов с естественной и смешанной конвекцией: Препринт ФЭИ-2238, 1992.
4. **Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М.** Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов. Расчетные программы и практическое приложение. — М.: Энергоатомиздат, 1991.
5. **Huber F., Mattes K., Peppler W. et al.** Loss of flow experimental in sodium in an electrically heated 37-pin bundle with sinusoidal Axial heat flux distribution. — In: Proc. of the LMFBR Safety Topical Meeting. France, Lion, 1982, vol. IV, p. 341—349.
6. **Михин В.И., Фетисова Л.Н.** Численное исследование нестационарных температурных полей в центральных зонах ТВС ядерных реакторов: Препринт ФЭИ-2240, 1992.
7. **Кузнецов И.А.** Аварийные и переходные процессы в быстрых реакторах. — М.: Энергоатомиздат, 1987.
8. **Субботин В.И.** Гидродинамика и теплообмен в атомных энергетических установках (основы расчета). — М.: Атомиздат, 1975.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 1997 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 23—28.

УДК 621.030

ПРОБЛЕМЫ ТЕПЛОФИЗИКИ И МЕХАНИКИ ТЯЖЕЛЫХ АВАРИЙ КАНАЛЬНЫХ ГРАФИТОВЫХ РЕАКТОРОВ ТИПА РБМК

Е.В. Бурлаков, А.Я. Крамеров, Д.А. Михайлов,
РНЦ «Курчатовский институт», 123182, Москва, пл. Академика Курчатова

Тяжелые аварии (ТА) канальных реакторов типа РБМК весьма специфичны, хотя многие аспекты поведения топлива и продуктов деления при аварийном перегреве аналогичны таковым в корпусных водоохлаждаемых реакторах. Сделана попытка адекватной систематизации и оценки проблем тяжелых аварий РБМК на базе качественных анализов ТА и понимания специфики РБМК. Проведены оценки проблем ТА и их классификации:

— по типу исходных событий;

— по ключевым процессам;

— по «аварийным состояниям», возникающим при развитии разных аварийных сценариев и определяющим в значительной степени характер развития, масштаб последствий ТА и стратегию их ослабления.

THE PROBLEMS OF THERMAL PHYSICS AND MECHANICS FOR SEVERE ACCIDENTS AT THE RBMK-TYPE PRESSURE TUBE GRAPHITE REACTOR. E.V. BURLAKOV, A.Ya. KRAMEROV, D.A. MIKHAILOV. The severe accidents (SA) in channel RBMK type reactors are very specific, although many aspects of fuel and fission product behaviour during accident overheating are similar to that of vessel type water cooled reactors. The attempt to fulfil the adequate systematization and assessment of SA RBMK problems is undertaken on the base of qualitative SA analyses and RBMK special features understanding. The SA classifications are given and commented on the basis of 1) Initial events; 2) Key SA processes; 3) «Accident states» resulted from different accident scenarious and determining the further SA development, the scale of SA-consequences and their mitigation strategy.

ВВЕДЕНИЕ

После крупнейших аварий на TMI (1979 г.) и особенно на ЧАЭС (1986 г.) резко вырос и стал постоянным интерес к маловероятным ТА с тяжелыми повреждениями реактора и опасностью переоблучения персонала и/или населения, причем интерес не только практический (меры снижения вероятности и последствий ТА), но и научный — изучение новых параметров, процессов и сочетаний взаимосвязанных процессов в условиях «повреждающейся» активной зоны (damaged core).

Конечные практические цели изучения ТА — поиск и разработка технических и организационных мер ослабления последствий ТА, критериев (представительных признаков) выхода аварийного процесса за рамки проектного протекания для своевременного перехода к управлению ТА; выявление характерных фаз (и масштаба их длительности — «тайминга») запроектных аварий для выбора подходящей альтернативной стратегии управления и мер ослабления последствий ТА; прогноз конечных аварийных состояний и классификация (группировка) ТА с точки зрения удобства разработки противоаварийных стратегий для разных групп ТА. По сравнению с принятым подходом к исследованию проектных аварий — доказательство адекватности проектных решений целям безопасности (непревышение проектных пределов безопасности при авариях), приведенные цели исследований ТА, наряду со сложностью описания комплексных процессов ТА, обусловливают специфические, зачастую пониженные требования к детализации описания и моделирования ТА.

Опираясь на опыт анализов ряда ТА и знание специфики канальных графитовых реакторов РБМК, авторы пытаются провести соответствующую «адекватную» систематизацию и оценку проблем ТА РБМК.

Понятие тяжелой аварии еще не установилось однозначно, и целесообразность разделения аварий на проектные (ПА) и тяжелые, запроектные даже оспаривается, особенно любителями «строгой» терминологии. Это несколько искусственное разделение, связанное, по нашему мнению, в конечном счете, с практической невозможностью реализовать до конца последовательный экономический подход с одним конечным экономическим критерием, позволяет упростить требования и повысить качество проек-

тирования и оценки состояния и уровня безопасности АЭС. В принятом понимании директивных общих положений безопасности (ОПБ—88 [1]) проект должен исключать перегрев и окисление оболочек твэлов сверх установленных аварийных пределов и исключать переоблучение персонала и населения при определенных внешних и внутренних исходных событиях аварий и при любых единичных аварийных отказах систем нормальной эксплуатации и активных систем безопасности (СБ) с учетом возможности необнаруженного отказа и ошибки персонала.

В отличие от этих ПА остальные достаточно маловероятны (в частности, которые выходят за рамки принципа «единичного отказа») и являются, так сказать, запроектными (ЗПА-Beyond DBA). Среди них так называемые тяжелые аварии ведут к значительным повреждениям активной зоны (массовому плавлению, неразборности зоны после аварии...) и к опасности переоблучения населения. При этом следует стремиться, чтобы вероятности ТА были минимальны (по ОПБ для повреждений зоны суммарная вероятность составляет не более 10^{-5} на Р-год, для переоблучения — не более 10^{-7}). Как видно, в этом приближении риск от ПА считается нулевым и ВАБ нужен только для оценок суммарных вероятностей всех сценариев, ведущих к повреждениям зоны и к переоблучению людей, а достаточно скользкие количественные оценки стоимости последствий ТА и риска от работы АЭС не необходимы. В этом один из резонов использования понятия ТА. Можно спорить, каков вклад ТА в истинный риск от работы АЭС и какие затраты на снижение риска оправданы, но так или иначе эта интересная проблематика фактически обязательна и жизненно необходима.

Оставляя пока в стороне эти принципиальные тонкости, сосредоточимся здесь независимо от терминологии на специфике теплофизических процессов ТА в повреждающейся активной зоне канальных графитовых реакторов РБМК, производящих, кстати, более половины всей «атомной электроэнергии» России.

Вкратце остановимся на следующей специфике РБМК, существенной для ТА: классификации ТА РБМК; аварийных состояниях, предопределяющих в основном развитие и масштаб последствий ТА; и, наконец, ключевых процессах ТА. Изложение носит качественный характер без графической визуализации, которая на этой ранней стадии рискует быть весьма субъективной.

2. СПЕЦИФИКА РБМК, СУЩЕСТВЕННАЯ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ АВАРИЙ

Для большинства водоохлаждаемых реакторов (ВР) аварийные состояния и ключевые процессы ТА во многом определяются свойствами теплоносителя (воды под давлением в PWR, ВВЭР, CANDU или кипящей — в BWR, РБМК, ATR) и топлива (таблетки двуокиси урана в трубках-оболочках из сплавов циркония). С ними связаны характерные для этих ВР высокие температуры и аккумулированное тепло двуокиси урана, слабое взаимодействие двуокиси с водой и паром, радиолиз воды, экзотермическое окисление циркония паром, выделение водорода.

Канальные графитовые реакторы РБМК с кипящей водой имеют существенные для ТА отличия от других ВР, как от канальных тяжеловодных (CANDU, ATR), так и корпусных (PWR, BWR).

Отметим часть этих отличий, вытекающих из существа канальных графитовых реакторов:

— перегрузка топлива на ходу, вносящая специфику в аварии во время перегрузки, но зато позволяющая практически исключить запас реактивности на выгорание;

— автономные по воде петли охлаждения и полностью автономный контур охлаждения каналов СУЗ, мощность которого достаточна для отвода остаточного тепловыделения;

— возможности отвода значительной части остаточного тепловыделения в воздух от развитой поверхности отводящих канальных пароводяных коммуникаций (ПВК);

— теплоемкий, теплопроводный, горячий графит; теплообмен между каналами и графитом; в итоге — малая вероятность плавления топлива остаточным тепловыделением;

— возможность реализовать оптимальный для безопасности пустотный эффект реактивности (небольшой отрицательный) путем соответствующего изменения отношения объемов топлива и замедлителя практически без снижения выгорания топлива. К сожалению, в РБМК он был большим положительным, что обусловило масштаб катастрофы 4-го блока ЧАЭС. После этого на действовавших блоках РБМК пустотный коэффициент был снижен до уровня менее 1β за счет введения дополнительных поглотителей и увеличения оперативного запаса реактивности с 30 до 45 стержней РР, что привело к соответствующему ухудшению нейтронного баланса. В строящемся 5-м блоке Курской АЭС удалось успеть снизить (~ на 20%) отношение объемов графита и топлива, чтобы получить отрицательный паровой коэффициент с минимальными потерями выгорания;

— большие удельные (на МВт мощности) количества насыщенных воды—пара и аккумулируемой ими энергии; довольно медленные изменения давления пара;

— напряженные каналы и графит с ограниченным сроком службы; окисление, охрупчивание, крипп топливных каналов (ТК) и графита, его усадка и развитие напряженно-деформированного состояния (НДС) и трещин; возможности замены ТК, чтобы избежать защемления ТК в графите.

Кроме последней, перечисленные особенности канальных графитовых реакторов облегчают ситуации с ТА. Другие особенности чаще затрудняют ситуацию. К счастью, они не вытекают из существа канальных графитовых реакторов, и поэтому не будут отягощать новые реакторы этого типа, но, к сожалению, они присутствуют и должны учитываться в действующих РБМК:

— герметическая оболочка системы локализации аварий (СЛА) не охватывает трубы ПВК, паропроводы и сепараторы, негерметичный центральный зал (ЦЗ) над реактором и связанное с ним помещение сепараторов, большие неплотности помещений контура многократной принудительной циркуляции (КМПЦ) теплоотвода реактора, особенно 1-го поколения РБМК;

— весьма ограниченная прочность реакторного пространства (РП) (в смысле опасности подъема верхней плиты при давлении выше 2 атм) и помещений КМПЦ при большой аварии с потерей теплоносителя (АПТ) (последнее в основном для 1-го поколения РБМК);

— положительный пустотный коэффициент и эффект реактивности при обезвоживании топливных каналов и каналов СУЗ [2];

— контур МПЦ реактора с *N*-образными параллельными участками, проблемы запаривания;

— подача воды системы аварийного охлаждения реактора (САОР) за специальные обратные клапаны (ОК) на раздаточных групповых коллекторах (РГК), проблемы временной стагнации теплоносителя при разрывах КМПЦ;

— запорно-регулирующие клапаны на подаче воды через нижние водные коммуникации в ТК.

3. КЛАССИФИКАЦИЯ ТА В РЕАКТОРАХ ТИПА РБМК

Всякая классификация условна и ограничена, но удачная помогает установить разумную иерархию и охватить более экономно многообразие явлений, что важно при рассмотрении множества ТА.

3.1. Традиционная классификация по типу маловероятных исходных событий и дополнительных отказов, могущих вести к ТА РБМК, аналогична таковой для других типов реакторов:

— внешние исходные события, не включенные в ПА: природные катастрофы (сейсмика, наводнения, ураганы) или техногенные (падение самолета, взрывная волна);

— маловероятные внутренние события (разрушение хорошо инспектируемых сосудов под давлением (сепаратор, корпус насоса); накопление и взрыв водорода в контурах или помещениях, падение тяжелых узлов (крана, разгрузочно-загрузочной машины — РЗМ) на реактор и т.п. Для РБМК было рассмотрено в первом приближении семь подобных событий: разрыв барабана-сепаратора (БС), отрыв крышки корпуса ГЦН, взрыв водорода в помещении КМПЦ, падение крана (РЗМ) на реактор, прекращение подачи воды в РГК, длительная потеря электропитания собственных нужд 6 кВ, длительное осушение бассейна выдержки отработавших ТВС;

— неединичные отказы систем безопасности (СБ), системы конечного поглотителя тепла с потерей их функций или ошибки персонала, влекущие переход ПА в запроектные (непроектное протекание аварий). Для РБМК рассмотрены разные отказы САОР и срабатывания АЗ по первому сигналу.

3.2. Более важна в научном плане и специфична естественная классификация по ключевым процессам, определяющим протекание и развитие ТА, доминантные времена разных фаз и, в конечном счете, последствия ТА. Эти процессы рассматриваются подробнее ниже в разд. 5.

3.3. Для сокращения объема работ, особенно по оценкам последствий ТА, важна группировка ТА по сходству аварийных состояний [3], которые в значительной степени предопределяли бы характер дальнейшего развития, масштаб последствий ТА и стратегию их ослабления. Эти специфические состояния, к которым можно прийти разными путями из разных исходных событий, вкратце анализируются ниже.

4. СПЕЦИФИЧЕСКИЕ АВАРИЙНЫЕ СОСТОЯНИЯ, ПРЕДОПРЕДЕЛЯЮЩИЕ ХАРАКТЕР РАЗВИТИЯ И МАСШТАБ ПОСЛЕДСТВИЙ ТА

Соответствующий анализ привел к следующему «набору» аварийных состояний:

4.1. Различные ТА с быстрой неуправляемой стадией, определяющей основной объем повреждений:

— разгон—вспышка с плавлением или фрагментацией топлива [4];

— перегрев и плавление части каналов на мощности вследствие дефицита и стагнации теплоносителя или некоторых ATWS (Anticipated Transient Without Scram — ожидаемые переходные процессы без заглушения реактора) [5];

— разрушение опорно-строительных конструкций РУ и СБ (в основном для блоков РБМК 1-го поколения);

— нарушение герметичности (разрушение) РП из-за роста давления в нем.

4.2. ТА с относительно медленным разогревом части активной зоны (а иногда и контура) после глушения реакции, стагнации теплоносителя или потери (утечки, выпаривания) запасов воды контура при высоком или низком давлении и разных уровнях перегрева [6—10], соответствующих:

— потере устойчивости оболочек твэлов, разрушению элементов контура и/или каналов (при высоком давлении), 600—1000 °С;

— баллонированию и разрыву оболочек твэлов (при низком давлении в контуре), 600—1000 °С;

— сильному взаимодействию воды—пара, канала, оболочек и топлива, саморазогреву реакцией пар—цирконий, плавлению оболочек и эвтектик (дистанционирующие решетки—оболочки—топливо), перемещению композиций элементов активной зоны, выходу продуктов деления из матрицы (1200—1800 °С);

— плавлению двуокиси урана.

4.3. ТА с потерей воды и попаданием воздуха в активную зону (или с осушением бассейна выдержки отработавших ТВС), доокислением топлива и выходом продуктов деления (ПД) [11].

4.4. ТА с попаданием воздуха в РП и окислением графита.

4.5. Разрушение твэлов и/или других элементов РУ при резком восстановлении охлаждения перегретой активной зоны (термошок).

4.6. Перечисленные выше аварийные состояния, усугубленные отсутствием адекватной системы локализации продуктов аварии (СЛА) или ее зависимыми отказами, например, вследствие разрушений при разгоне, при большой АПТ, при росте давления в РП, при разрыве БС вследствие высокой температуры или малого уровня воды в бассейне-барбатере (конденсаторе) и т.д.

5. КЛЮЧЕВЫЕ ПРОЦЕССЫ ТЯЖЕЛЫХ АВАРИЙ РУ РБМК

5.1. Быстрый разгон — вспышка мощности:

— с плавлением топлива (и проплавлением оболочек);

— с фрагментацией — диспергированием топлива (если интеграл мощности минус сток тепла из твэлов за время вспышки больше предела фрагментации).

Последствия вспышки существенно зависят от введенной надкритичности, интеграла мощности (длительности), деформации оболочки, объема и давления газа под оболочкой в момент разрушения, количества воды снаружи и других факторов. При достаточно дисперсной фрагментации или дисперсном выбросе расплава в воду возможно резкое повышение давления воды («паровой взрыв»), хотя в РБМК велик демпфирующий объем пара в воде.

Скачки реактивности могут быть в принципе следствием слива воды из ТК, из каналов охлаждения (КО) СУЗ, падения давления с отказом АЗ, самохода или выброса стержней СУЗ или дополнительных поглотителей, выхода ксенона [4] и т.п., но скачкообразно быстрого и большого ввода реактивности можно, пожалуй, ожидать лишь при большой АПТ, но и он будет, видимо, меньше β и длиться несколько секунд.

Осушение каналов СУЗ без ввода поглотителей (при несрабатывании АЗ по падению давления воды в раздающем коллекторе КО СУЗ) вводит большую реактивность (4β), но происходит медленно (порядка 30 с при гидростатическом сливе через «шайбу» под активной зоной в каналах СУЗ), так что без большого выбега мощности реактор заглушают нейтронные защиты — АЗМ или АЗС. Менее ясна пока ситуация при гипотетическом взрыве водорода в одном из баков КО СУЗ или при вскипании воды из-за снижения ее подачи при разрыве на входе в КО СУЗ.

Несмотря на различия, подобные разгоны могут затронуть масштаба сотни (до 10^3) ТВС и повести к выходу из них значительной части радиоактивных благородных газов (РБГ) и летучих ПД (ЛПД) и процентов нелетучих ПД.

Можно полагать, что после проведенной реконструкции действующих реакторов РБМК условия самого плохого сценария типа аварии ЧАЭС (выброс топлива вместе с ПД, выход ЛПД, плутония, горение графита с высотным выбросом...) практически невероятны [2].

5.2. Быстрая теплогидродинамическая (ТГД) фаза ТА. Хотя эти процессы в основном относятся к проектным авариям (без повреждений активной зоны), но они пограничные с процессами ТА [7—9, 12—14].

Характерные условия такой быстрой стадии — быстрое падение перепада давления почти до нуля на группе каналов вследствие разрыва или перекрытия напорной части контура с последующим более медленным возобновлением прямого расхода или образованием на них обратного перепада давления.

В канальных реакторах более чем в корпусных выражены разные типы аварий с различными течами напорной части контура после обратных клапанов (если они есть).

При некоем частичном разрыве, названном нами критическим (КЧР), давление на входе в параллельные каналы падает сразу до уровня давления в выходном коллекторе, которым является БС, так что стагнация теплоносителя (прекращение массообмена) наступает еще до стока тепла, аккумулированного в твэлах, и рост их температуры идет примерно от уровня исходной средней температуры твэла. Стагнация, однако, при этом кратковременная, так как в начале таких аварий параметры в контуре меняются быстро (вследствие падения мощности, а иногда и выбега ГЦН и падения давления в БС) и нарушают равновесие, приведшее к стагнации*. Не исключены и осцилляции потока, отводящие энергию из зоны стагнации.

При утечке большей, чем при КЧР, сразу наступает обратный ток, и ситуация может быть лучше, чем при КЧР.

При разрыве несколько меньшем, чем КЧР, стагнация может наступить позднее, когда снизятся мощность, «паровое» сопротивление активной зоны и температура твэлов (примерно до температуры насыщения), но длиться она будет дольше, так как со временем медленнее будут меняться параметры контура, нарушающие равновесие давлений, то есть стагнацию.

При еще меньших утечках в разрыв (но больших аварийной подпитки контура) довольно длительно сохраняется прямая циркуляция, пока осушение контура МПЦ не приведет к срыву естественной циркуляции и к снижению уровня воды в пределах каналов. При некоторых величинах и локализациях места течи снижение уровня воды в каналах будет довольно медленным, а конвекция выше уровня — слабой, пока уровень воды не уйдет в нижний коллектор и не пойдет обратный ток пара. (Этот специфический процесс уже не является быстрой фазой и описан в пункте 5.3 [12].)

Важный (может быть, главный) компонент этих быстрых процессов — резкое торможение потока и рост объемной доли пара (за секунды), ведущие ко много более длительной стагнации потока теплоносителя в средней части ТК (вблизи максимума давления $p(Z)$).

Еще при доле пара больше единицы происходит кризис пузырькового режима теплоотдачи, а затем и перегрев пара с соответствующим ростом температур и окислением сухих участков оболочек твэлов при теплоотдаче конвекцией к пару, остаткам воды и излучением к трубе канала (с учетом теплообмена трубы с блоком графита).

При малых массовых скоростях в районе малых градиентов давления ($dp/dz = 0$) возможны сепарация фаз, сильная неоднородность параметров по сечению, пульсации потока, изменения температуры и разрушения оболочек вследствие их сжатия (в местах пропуска таблеток) или раздутия (баллонирования), или развития трещин при охлаждении сильно окисленных и охрупченных частей оболочек.

Важную роль играют теплогидродинамические (ТГД) процессы в контуре, определяющие изменение перепада давления на каналах и расхода через них, и процессы, определяющие распределение воды САОР по разноперегретым каналам при конденсации пара водой САОР и/или при сложном изменении гидродинамических характеристик параллельных каналов вследствие изменения соотношений длин участков с разными структурами двухфазного потока, с разными условиями смачивания поверхности твэлов в разных каналах и по длине каждого из них.

Кроме того, при малых перепадах давления на каналах, характерных для этих ситуаций, большую роль играют:

— механизмы неустойчивости и нарушения стагнации теплоносителя, возможный перенос энергии с помощью осцилляций потока большой амплитуды неясного происхождения (возможно, расчетного), которые дают некоторые расчетные коды (RELAP, TRAC);

---

*Если ГЦН не отключились, стагнация при разрыве РГК может быть дольше (масштаб—минута), так как давление в напорном коллекторе падает слабее.

— длительность стагнации, определяемая, в частности, динамикой образования обратного перепада давления и тока под действием процессов снижения мощности и выбега насосов.

Соответственно важны дальнейшие исследования:

— 2D—3D структуры двухфазного потока в каналах и ТВС в условиях быстрого торможения и стагнации;

— гидродинамические характеристики при обводнении аварийно-перегретых каналов, динамика возобновления перепада давления и распределение расходов по разноперегретым параллельным каналам в процессе повторного обводнения;

— механизмы нарушения стагнации, реальность и роль больших осцилляций потока в параллельных каналах в условиях почти нулевого перепада давления на них.

5.3. Охлаждение и перегрев ТВС и ТК в процессе обезвоживания вследствие материального небаланса [12]. При аварийной потере воды контура МПЦ иногда в некоторые группы аварийных каналов не поступает вода САОР (например, при разрывах РГК после ОК или отказах — отсутствии ОК или САОР).

При быстром обезвоживании аварийных каналов они охлаждаются обратным током сначала воды и пароводяной смеси, потом пара из других каналов, малая часть которого поступает в разрыв через каналы (большая часть — через опуск КМПЦ, то есть мимо активной зоны, если этот путь не удалось перекрыть).

Но при медленном осушении будет долгим период снижения уровня воды в ТК (и последующего их заполнения, когда утечка станет меньше подпитки) со слабым осевым конвективным теплоотводом от твэлов выше уровня воды перегревающимся паром, генерируемым теплом твэлов, выделяемым ниже уровня. При этом остальное тепло передается от твэлов поперек пучка излучением и конвекцией в трубу канала, графит и соседние каналы. Без учета поперечного теплоотвода и уноса влаги перегрев пара гиперболически растет с уменьшением доли тепла h, выделяемого ниже уровня, и равен:

$$\text{Перегрев} = (1/h - 1)r/c,$$

где r — теплота испарения воды; c — средняя теплоемкость пара.

Унос влаги при проходе пара через уровень может быть ощутим, когда массовый уровень находится в верхней части зоны, и несущественен внизу зоны, так как там мала приведенная скорость пара w'', пропорциональная его генерации ниже уровня за счет испарения теплом твэлов, графита и вскипания воды при падении давления. Простая оценка дает

$$w'' = Qh/Srd'' + (-dp/dt)(di'/dp)(d'/d'')V/Sr.$$

Отсюда можно видеть, что только при нереально высоком для этих аварий темпе падения давления dp/dt порядка (0,25÷0,5) бар/с приведенная скорость пара внизу зоны достаточна для существенного уноса влаги (более 0,5 м/с). Здесь Q — остаточное тепловыделение ТВС (порядка 5%); S — живое сечение ТВС; d' и d'' — плотности насыщенной воды и пара, (di'/dp) — производная энтальпии насыщенной воды по давлению; V — объем насыщенной воды в канале и вертикальной части НВК ниже уровня.

Не вполне ясны здесь роль обратного расхода пара после ухода уровня вниз (до места течи), роль пульсаций в сложном контуре, роль конвекции пара и излучения вдоль оси канала, роль выдавливания паром воды, вскипающей в горизонтальной части НВК при снижении давления [7].

Но, безусловно, важен и необходим учет поперечной передачи тепла в графит и соседние охлаждаемые ТК.

Соответственно важно продолжить изучение:

— процесса образования обратного тока и возобновления конвективного охлаждения после снижения уровня воды до отметки течи;

— уноса влаги паром в область выше физического уровня воды в аварийно-осушающихся каналах, охлаждения этой области каналов паром, генерируемым ниже уровня, поперечным излучением к трубе и кондукцией в графите.

5.4. Теплоотвод, окисление, ожижение (перемещение) длительно осушенного топлива. Перемещение перегретого топлива влечет большие неопределенности и опасность его выхода за пределы каналов, активной зоны и даже КМПЦ и требует учета специфики условий и геометрии РБМК в ТА с длительным осушением каналов:

а) всех каналов (как при длительной потере энергопитания собственных нужд без подключения автономных аварийных энергоисточников — «blackout»);

б) части каналов (как при осушении каналов аварийного РГК или аварийной петли КМПЦ при незакрытии или отсутствии ОК РГК и сохранении воды КО СУЗ).

Отмеченные выше особенности канальных графитовых реакторов делают маловероятным плавление топлива даже при ТА и смещают внимание к поведению кориума с «твердыми» фрагментами в области температур ниже 2000 °С.

В связи с этим специфичны и важны:

1. Теплоотвод (поперечный) в КО СУЗ или другие охлаждаемые каналы. Если их нет («blackout»), то остаются поперечный теплоотвод в графит, осевая конвекция, переизлучение и рассеяние тепла в окружающие конструкции [6].

2. Окисление Zr и UO_2 паром и воздухом с учетом недостатка транспорта паров воды и воздуха и отвода тепла в графит: взаимодействия альфа-, бэта-фаз Zr, UO_2, H_2O, воздуха (двуокись урана существенно доокисляется воздухом уже при $T > 300$ °С); изменения микроструктуры материалов, усиление хрупкости, отжиг радиационных повреждений, возможности сохранения структурной целости окисленной оболочки при нагреве и ее разрушения при достаточно резком охлаждении, в том числе при увлажнении.

3. Образование легкоплавких эвтектик Zr+нерж. сталь, Zr+UO_2; ожижение, окисление и перемещение вниз эвтектик внутри и снаружи оболочек твэлов; застывание при опускании вниз, образование «пробок».

4. Поведение осушенных каналов и рабочих органов СУЗ; взаимодействия их конструкционных материалов: сплавов алюминия, циркония, графита, бористой стали.

5. Перемещение и охлаждение топлива и перегретых, окисленных, ожиженных фрагментов каналов и активной зоны (кориума):

а) в пределах активной зоны (или РП);

б) по торцам в пределах нижней защитной плиты и за пределами РП (в нижних концах ТК и в НВК).

6. Влияние доступа воздуха внутрь контура и его концентрации в паре, влияние движения паровоздушной смеси. Влияние взаимных перемещений перегретых ТВС и поглотителей СУЗ под своим весом (в том числе — из-за удлинения и обрыва подвесок) на реактивность, влияние выхода ксенона.

7. Сценарии попадания кориума за пределы КМПЦ (в помещение НВК) и оценка дальнейшей судьбы ПД. Прожог НВК маловероятен, благодаря конвекции воздуха снаружи в помещении НВК. Прожог канала на участке прохода через нижнюю защитную плиту возможен через довольно большое время, после прогрева массивной плиты.

8. Перегрев и поведение несущих конструкций реактора, в том числе при «blackout» без подключения автономных энергоисточников; конвекция и переизлучение энергии вдоль канала; аккумуляция и рассеяние тепла массивными структурами реактора.

9. Перегрев и поведение КМПЦ при нагреве его за счет конвекции пара—воздуха из перегретой активной зоны. Перегрев КМПЦ маловероятен, благодаря охлаждению ПВК воздухом, хотя большое тепло, аккумулированное в графите, усугубляет проблему. Учет рассеяния тепла по помещениям контура МПЦ и в окружающих стенах и массивах.

10. Миграция и превращения ПД. При этом иногда нужно учитывать снижение энерговыделения ПД в пределах активной зоны из-за миграции ПД при ТА.

Как видно, наряду с адаптацией и использованием подходящих данных, полученных для корпусных реакторов (кинетика пароциркониевой реакции, образование и ожижение эвтектик и перемещение их и фрагментов топлива вдоль канала и т.д.), крайне важны специфические для условий РБМК дополнительные исследования с учетом наличия каналов, большой длины ТВС, существенных особенностей геометрии и материалов, условий рассеяния тепла вне тракта канала; соответствующих ограничений температур твэлов и изменений характера протекания пароциркониевой реакции, выхода и миграции ЛПД, возможностей выхода кориума за пределы каналов.

Важную внутриканальную часть этих процессов можно изучить в специальном относительно-доступном интегральном эксперименте, разрабатываемом в РНЦ КИ (см. ниже).

5.5. Принудительное восстановление охлаждения перегретых элементов реактора — «термошок». Проблемы опасности разрушения окисленных, охрупченных, поврежденных элементов активной зоны и реактора при резком восстановлении охлаждения, например, после окончания «blackout» [6]. Оценка дополнительного выхода ПД и радиационной опасности вследствие разрушений перегретого топлива при резком охлаждении дает необязательно доминирующий дополнительный выход критических изотопов, поскольку существенная их часть выходит иногда еще до резкого охлаждения. Иногда важней рост окисления Zr и выхода водорода при подаче воды.

Среди других опасностей резкого охлаждения особенно важна оценка поведения каналов. Благодаря их отжигу и толщине можно предположить, что лишь длительный перегрев и окисление могут сделать их опасно хрупкими при подаче охладителя. Нужны достаточно представительные опыты.

Разумеется, нужны оценки мягких условий охлаждения после перегрева, при соблюдении которых исключается опасное разрушение вследствие охлаждения. По-видимому, главную опасность несут окисление и охрупчивание циркониевых сплавов оболочек твэлов, трубы канала и переходников сталь—цирконий по концам активной зоны. При длительном перегреве и окислении может потребоваться паровое охлаждение паром вскипающей воды при нагреве достаточно малого расхода воды в пределах стальной части контура ниже активной зоны. Но нужно считаться с ростом окисления Zr и выхода H_2. Эта проблема пока неясна. Так, были данные о меньшей вероятности разрушения окисленных трубок при резком охлаждении водой, как бы фиксирующей более прочную высокотемпературную фазовую структуру сплава циркония.

Нужна экспериментальная модельная проверка поведения перегретых элементов при охлаждении, разработка или адаптация расчетных кодов и их предварительная оценка и верификация.

5.6. Двухфазные ТГД-процессы в сложном контуре (при малых массовых скоростях). При малых массовых скоростях в сложном КМПЦ (с параллельными *U*- и *N*-образными участками) и особенно при снижении давления и вскипании воды возможны сепарация, накопления и апериодический выброс фаз в отдельных участках контура с противоточными течениями фаз. При этом не исключено длительное нарушение теплоотвода и запаривание отдельных групп каналов, возможно с повреждением оболочек твэлов и/или ТК и значительным выходом ЛПД.

В связи с этим важны:

1. Сценарии и механизмы запаривания и перегрева ТВС в условиях малых массовых скоростей и снижения давления в сложном контуре. Вскипание воды и даже захват пара из БС в опуск, особенно в сочетании со снижением давления, может вызвать срыв принудительной, а затем и естественной циркуляции из-за накопления пара в напорном коллекторе при неэффективном его отводе во всасывающий коллектор и далее в БС. Пар может накапливаться и в РГК, и в опускной части НВК, нарушая прямоток воды через соответствующие каналы.

2. Оценка возможного максимального перегрева ТВС и выхода ЛПД. Развитие аварий этого типа проходит после глушения реактора и отвода тепла, аккумулированного в твэлах, поэтому испарение воды и перегрев пара идут довольно медленно, и возможные осцилляции и апериодическое заполнение каналов водой (из опускной части контура или обратным током из БС через параллельные каналы) эффективно замедляют перегрев. Вероятно, в этой области нет оснований опасаться больших повреждений ТК и даже ТВС; грубая оценка дает перегрев порядка 600 °С, что не позволяет исключить возможность потери герметичности части твэлов и выхода ЛПД, накопленных под оболочкой и в зонах измененной структуры двуокиси урана (в РБМК около процента от их общего равновесного количества в этих твэлах). Более точные оценки, возможно, позволят исключить и эти последствия.

3. Детерминистские расчеты опасных сценариев. Коды и их оценка. Известные универсальные коды типа RELAP, TRAC, CATHARE, ATHLET едва ли адекватно описывают рассматриваемые процессы, сильно зависящие от особенностей геометрии. Поэтому вполне вероятно, что лучше использовать специализированные упрощенные в других отношениях коды, учитывающие особенности геометрии канального вертикального реактора и его контура МПЦ.

4. Оценка вероятности осуществления опасных сценариев. Сценарии с малыми массовыми скоростями двухфазной смеси в сложном контуре канального кипящего реактора относительно более часты и их суммарная вероятность выше, чем у других ТА, а радиационные последствия меньше.

5. Экспериментальная (модельная) проверка основных существенных процессов. Верификация расчетных методов. Основные процессы определяются взаимодействием фаз в разных структурах двухфазного потока при малых массовых скоростях, когда большую роль играют неодномерность и скольжение фаз. Элементарные процессы этого рода в простой геометрии хорошо описаны, но в сложной геометрии РБМК данных практически нет, кроме случая противотока фаз в ТК—ПВК.

5.7. Поведение ТК в контакте с изогнувшимися твэлами и графитовыми блоками. При осушении, перегреве твэлов вероятен их изгиб в результате недостаточной свободы осевых термических расширений и неоднородности температуры и свойств по азимуту.

Касание твэла с ТК ведет к локальному нагреву (и ползучести) ТК, дополнительному по сравнению с нагревом излучением и паром и сильно зависящему от мощности (средней температуры) твэла, момента, площади и силы касания. Кроме мощности, важное значение имеют осушение и площадь района касания.

Если этим событиям предшествует глушение цепной реакции, то средняя температура даже «адиабатических» твэлов растет медленно (~ 1 °С/с), так что рост температур трубы вблизи места касания будет ограничен рамками приближения к средней температуре твэла и соответствующего участка трубы. В противном случае (аварийная потеря теплоносителя без гашения реактора) рост температур будет на порядок больше, и вероятно быстрое разрушение трубы при еще высоком давлении за счет нагрева излучением и кондукцией вблизи места касания.

Впрочем, в обоих случаях средний нагрев трубы без касания (излучением) будет приближаться к нагреву с касанием, но через небольшое дополнительное время, нужное для дополнительного нагрева оболочек, чтобы без касания передавалось к трубе излучением то же тепло, что и с касанием. Разумеется, в месте касания температура трубы будет несколько выше.

После гашения реактора теплообмен трубы канала с графитом ведет к приближению температуры ТК к средней температуре графита, теплоемкость которого много больше, чем у трубы ТК.

Важно, что графитовый блок без сквозных трещин поддерживает ТК и ограничивает его ползучесть.

Были выполнены в 1-м приближении и должны далее уточняться (часть результатов дана в [15, 16]):

— оценки геометрии изгиба твэла и контакта с ТК, оценки полей температур и деформаций вблизи мест касания канала, твэла и ТК;

— оценки влияния изгиба твэла на вероятность разрушения ТК;

— оценки влияния поддержки ТК блоком графита на вероятность разрушения перегретой трубы ТК;

— верификация расчетных кодов по доступным данным.

Эти оценки частично подтвердили вышеприведенную качественную трактовку.

5.8. Оценка вероятности разрушения 2-го, 3-го и т.д. ТК вследствие разрушения одного из ТК по собственной причине. Последствия такого «эффекта домино» чрезмерно опасны, поэтому эксплуатация допустима до тех пор, пока он практически исключен. Малые течи каналов распознаются на уровне (порядка кг/ч), заведомо безопасном для других каналов. Во всех немногих имевших место случаях больших разрывов соседние каналы хотя и получали обычно заметный временный прогиб, но не теряли герметичность и сохраняли работоспособность. По-видимому, для этого нужна не слишком малая остаточная вязкость разрушения каналов. Необходимо оценить минимально допустимую вязкость разрушения или иной критерий пластичности каналов, который обеспечивает достаточно большой запас до разрушения при возможной ударной, вибрационной или квазистатической нагрузке вследствие исходного разрушения одного из каналов [1].

Исчерпание зазора ТК—кладка и замена каналов по этой причине происходят, видимо, раньше исчерпания пластичности ТК.

5.9. Генерация пара, рост давления в РП и смещения колонн кладки при истечении теплоносителя из одного или нескольких ТК. Примерно треть воды, истекающей из ТК в РП, самоиспаряется при сбросе давления (изоэнтальпийное расширение), а остальная вода испаряется за счет нагрева от графита лишь частично — тем меньше, чем больше раздвинулись (из-за повышения давления в районе разрыва динамически или статически) окружающие колонны кладки под действием градиента давления среды в кладке вблизи места разрыва, образуя вертикальные полости, через которые вода уносится паром и стекает вниз за пределы горячего замедлителя.

В отсутствие достаточной «раздвижки» каналов пар увлекает почти всю воду в виде капель в тонкие зазоры между колоннами и она испаряется за счет тепла большого числа графитовых колонн (а не только соседних колонн). Генерация пара в подобных случаях может достигнуть 80— 90% всего истекающего теплоносителя (вместо 30—40%), что существенно увеличит давление в РП и опасность его разрушения.

Для оценки этих явлений нужно решить совместную задачу ТГД и механики деформации кладки:

— оценка минимальной гарантируемой деформации кладки (и соответствующей минимальной генерации пара) под действием распределения давления истекающей среды в окружении поврежденного канала;

— то же — при нескольких поврежденных каналах, когда смещения колонн от первого поврежденного канала могут повести к более жесткой конфигурации кладки и меньшим смещениям колонн от второго поврежденного канала;

— оценка доли испаряющейся воды при консервативном предположении о «жесткости» кладки.

Попытка подобного решения сделана в работе [18].

5.10. Разрушение РП под действием генерации пара. При генерации пара в РП сверх возможностей его отвода через систему сброса парогазовой смеси (ПГС) из РП при давлении «взвешивания» верхней защитной плиты, последняя будет перемещаться вверх до момента нарушения плотности РП, сброса давления из РП (разрушения уплотнения плиты), исчерпания кинетической энергии защитной плиты и ее реверса.

При разрыве группы аварийно-осушенных ТК или «эффекте домино» темп генерации пара и инерция верхней защитной плиты прогнозируются небольшими. При реактивностной аварии и/или ATWS скорость роста давления и инерция могут быть существенно больше.

При этом надо понять:

Не оборвутся ли до или после реверса верхней защитной плиты другие ТК, и к чему это приведет?

Не может ли при этом быть быстро выброшена вода и/или поглотители из каналов СУЗ и, соответственно, сильно вырасти реактивность?

Не увеличится ли реактивность из-за смещения ТВС, ТК и каналов СУЗ?

5.11. Процессы при попадании воздуха в РП и окислении графита. В норме давление инертного газа в РП немного выше атмосферного, а случайные присосы воздуха на всасе газодувок и компрессоров газового контура удаляются системой низкотемпературной очистки.

При малых неплотностях и подсосах в РП во время работы реактора практически весь поступающий кислород расходуется на окисление графита, температура и поверхность которого (порядка 400 °С и 3000 м^2) достаточны для этого. Например, 0,1% двуокиси углерода в 100 кг/ч газа, продуваемого через РП, что значительно больше нормы, означает окисление порядка 0,01% графита в год, то есть малые подсосы не создают особых проблем.

Большие и достаточно длительные поступления воздуха в РП вызовут существенную потерю графита, прочности и замедляющей способности кладки (а значит, кстати, и снижение парового эффекта реактивности). Они легко обнаруживаются системой контроля газового контура и предупреждаются.

Наибольший принципиальный интерес вызывает оценка опасности быстрого самоподдерживающегося окисления (горения) графита. По оценкам, такая опасность при аварийно-заглушенном реакторе мала, так как для реализации она требует фрагментации графита, высокой температуры и довольно мощного конвективного потока воздуха. Неясно, могут ли возникнуть такие условия даже при большом разуплотнении РП (например, при непроектном протекании подрыва страхующей системы сброса ПГС). Вероятно, опасное разуплотнение должно быть весьма большим, либо — на двух существенно разных высотных отметках. Этот круг проблем требует дальнейшего количественного изучения.

5.12. Процессы при ТА осушения в прореакторном бассейне выдержки (БВ) облученного топлива. В процессе снижения уровня воды в БВ выше уровня возникает конвекция воздуха снаружи и внутри труб-чехлов, в которые устанавливаются отработавшие ТВС. По мере роста температуры все большую роль играет теплоперенос многократным излучением по оси и поперек БВ с отдачей тепла через крышки в воздух ЦЗ и в окружающий бетонный массив стен, с кондукцией и рассеянием тепла в окружающую среду. Устанавливающиеся температуры зависят от порядка размещения ТВС по сечению БВ, ибо он определяет распределение остаточных тепловыделений, тепловых потоков и перепадов температур, обеспечивающих транспорт тепла через «начинку» БВ в окружающую среду [10, 19].

Длительное пребывание отработавших ТВС в воздухе при температурах 500—1000 °С ведет к деформациям ТВС, разгерметизации оболочек и частичному доокислению двуокиси урана, что увеличивает выход ЛПД. Вероятен обрыв подвесок ТВС и их перемещение (падение) вниз, что может создать структуру «завала» топлива внизу БВ и соответствующие проблемы критичности и теплоотвода [19].

Ожидаемые доминантные ПД — Ru, I, Cs, РБГ; относительные доли ПД при авариях в БВ, разумеется, сильно отличаются от состава выброса при авариях в реакторе.

5.13. Накопление водорода. Разрушение строительных и опорных конструкций при взрыве водорода или при большой АПТ (в реакторах 1-го поколения). В связи с этим существенны образование водорода при окислении циркония паром, накопление водорода в контуре (оценивается при рассмотрении процессов осушения и перегрева ТВС), накопление и концентрации водорода в помещениях.

Основные места возможного накопления водорода: при нормальной работе это места конденсации пара реактора (содержащего порядка $см^3$ водорода на кг пара) при недостаточной их продувке, или сами продувочные ПГС. Прежде всего это эжекторные газы из конденсаторов пара турбин, камеры выдержки этих газов (после устройств каталитического сжигания водорода) и газов из РП, подогреватели питательной воды и другие конденсаторы пара из отборов турбин, наконец, конденсация протечек пара из малых неплотностей контура в помещения. Кроме того, водород образуется в воде КО СУЗ, выделяется в баках этого контура и удаляется с их газовой продувкой. Наконец, важный источник водорода — системы охлаждения генераторов турбин.

При ТА с потерей теплоносителя водород, образующийся вследствие пароциркониевой реакции, может накапливаться в осушенной и перегретой части зоны, в соответствующей части контура МПЦ и парового тракта и в помещениях контура МПЦ и СЛА, особенно в районе спринклерной промывки и в камерах выдержки после барботажной конденсации. При достаточно высоких температурах графита и концентрациях паров воды в РП водород может выделяться в заметных количествах вследствие окисления графита паром [20].

Весьма важны оценки распределения давлений при взрыве водорода и при большой АПТ и оценки возможностей разрушений, опасных с точки зрения радиационных последствий (разрушений опор реактора, БС, выброса воды и поглотителей из КО СУЗ), и неопасных разрушений, снижающих опасный перепад давления на опорных конструкциях [11].

5.14. Выход, миграция и физико-химические превращения ПД (термомеханические условия). Многие процессы накопления и миграции ЛПД в двуокисных твэлах с оболочкой из сплавов циркония, выхода ЛПД из негерметичных твэлов, а также поведения ЛПД в контуре и в помещениях, особенно их распределение между фазами при барбатаже несущей среды через воду и при работе спринклеров, имеют в своей основе много общего у разных ВР — корпусных и канальных. Однако из-за особенностей геометрии, неполноты системы локализации, АПТ, характерных материалов и областей параметров при авариях специфика РБМК в этой области достаточно велика, например, большое значение (намного большее, чем в PWR) имеет следующее:

— выход ПД из-под обжатой оболочки (при ее перегреве и высоком давлении теплоносителя) намного меньше, чем выход из раздутой оболочки (как в ВВЭР, где давление при АПТ падает много быстрее, а давление под оболочкой выше, чем в РБМК). Распределение ЛПД между водой и паром в двухфазном теплоносителе ожидается близким к равновесному и даже сдвинутым в пользу воды;

— выход ЛПД из зерен двуокиси урана при длительном пребывании при высоких температурах, но меньших 1700—1800 °С. Благодаря теплоемкости графита, наличию довольно независимой системы охлаждения каналов СУЗ и других особенностей, в РБМК образование и развитие столбчатой структуры двуокиси урана с сильным увеличением выхода ЛПД из зерен двуокиси при ТА типа АПТ могут происходить, по-видимому, реже, чем в корпусных ВР. К сожалению, мало данных о кинетике выхода ЛПД из зерен при длительной экспозиции двуокиси в области этих умеренных по меркам ТА температур;

— миграция ЛПД в КМПЦ и в РП, осаждение ЛПД на большой поверхности НВК—ПВК или графита может существенно уменьшить ожидаемый выход ЛПД в помещения при АПТ, особенно если не будет последующего нагрева и десорбции;

— необходимость реалистичной оценки момента разрушения ТК (и последующего роста давления в РП до уставки БАЗ) при аварийном дефиците теплоносителя в одном из ТК, так как чем позже наступает разрыв ТК, тем дольше и больше повреждается ТВС;

— большое значение имеют состав и распределение истекающей при АПТ ПГС между барбатажем через бассейн-барбатер (ББ) и утечкой в окружающую среду через неплотности СЛА, а также растворение и вынос ЛПД из ББ и осаждение ЛПД в ка-

пельной влаге спринклеров, на влажных поверхностях в трещинах неплотностей помещений. Ожидается, что при больших АПТ пар повышает до максимума давление в помещениях контура и вытесняет воздух через ББ в камеру выдержки после барбатажа и далее в атмосферу прежде, чем в помещения выйдет основное количество ЛПД. Поэтому ЛПД будут выходить через неплотности СЛА уже при снижении давления в СЛА, а доминантная часть ЛПД должна остаться в воде ББ в процессе барбатажа и конденсации пара, несущего ЛПД, пока давление в СЛА выше глубины гидрозатворов (0,1 атм) сбросных устройств пара в ББ*;

— выделение и миграция по контуру ПД из перегретого топлива, попавшего в НВК или в тракты каналов нижней плиты защиты или осадившегося в верхней части канала и в ПВК. Благодаря конвекции наружного воздуха, возможно осаждение ЛПД в НВК и ПВК, если удастся избежать сильного нагрева воздуха;

— выделение ПД из ТВС на воздухе (например, при выбросе ТВС в ЦЗ или при осушении бассейна выдержки отработавших ТВС) вследствие нагрева и доокисления двуокиси урана в негерметичных твэлах. Доокисление на открытом воздухе существенно уже при умеренных температурах — выше 300 °С, но при локальной негерметичности оболочка сильно ограничивает доступ воздуха к таблеткам двуокиси и их доокисление.

Разумеется, почти во всех этих процессах велика роль физико-химических превращений ПД, влияющих на растворимость, сорбцию, температуру плавления и т.п., то есть на летучесть ПД и, в конечном счете, на их выход в окружающую среду.

6. ОСНОВНЫЕ ЗАДАЧИ РАБОТ ПО ИЗУЧЕНИЮ ТА КАНАЛЬНЫХ РЕАКТОРОВ ТИПА РБМК

Помимо упомянутых выше в тексте, отметим следующие известные задачи:

— осмысление и матописание процесса разрушения реактора при аварии на ЧАЭС;

— оценки вероятностей, последствий, рисков;

— поиск доминантных сценариев ТА;

— учет специфики 1-го поколения РБМК;

— феноменология ТА;

— матрица валидации описания процессов и состав дополнительных экспериментов: по эффектам, интегральные;

— адаптация имеющихся расчетных кодов, разработка специальных кодов, валидация кодов по имеющимся данным, по новым данным;

— оценки и расчеты ТА по имеющимся кодам, по дополнительно проверенным кодам;

— разработка руководств по управлению ТА, мер предупреждения и ослабления последствий ТА, специальной феноменологии ТА, чтобы упростить операторам коррекцию рекомендованных действий.

Среди дополнительных экспериментов нужно выделить следующий, как особо важный и относительно доступный, — научно-техническое предложение, задание и разработка в РНЦ КИ эффективного интегрального эксперимента (возможного благодаря перегрузке топлива на ходу) по изучению поведения облученной натурной ТВС после глушения реакции при ее осушении, перегреве и охлаждении в специальном пенале в БВ [21].

7. ВЫВОДЫ

1. ТА в канальных реакторах типа РБМК весьма специфичны, хотя многие аспекты поведения топлива и ПД при осушении, перегреве и охлаждении имеют много общего с таковыми в корпусных ВР.

2. Имеется ряд важных специфических сценариев и процессов ТА.

---

*Затем несконденсированный пар с ЛПД будет уходить через неплотности СЛА в окружающую среду (пока давление в СЛА выше атмосферного).

3. При этом вероятность тяжелых массовых повреждений ТВС и плавления топлива, по-видимому, ниже, чем в других ВР. Новые канальные реакторы с современными системами локализации будут отвечать требованиям, предъявляемым к реакторам повышенной безопасности.

4. В области канальных реакторов накоплен большой практический опыт, они дают большой вклад в атомную энергетику ряда стран (особенно России и Канады) и имеют хорошие перспективы. Но их научно-техническая база не так велика, как у корпусных ВР, и ее расширению нужно уделять сравнительно больше внимания. В то же время ясно, что много полезной информации можно получить и на базе данных, полученных для корпусных реакторов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Общие** положения обеспечения безопасности атомных станций (ОПБ—88). — М., 1989.
2. **Afanasieva A., Burlakov E., Krayushkin A., Kubarev A.** The characteristics of the RBMK core. — Nucl. Techn., 1993, vol. 103, p. 1—9.
3. **Крамеров А.Я.** О классификации запроектных аварий энергоблоков РБМК, различающихся характером и масштабом повреждений активной зоны: Отчет РНЦ КИ, № 33Р-07/16. — М., 1992.
4. **Афанасьева А.А., Федосов А.М. и др.** Анализ аварии на ЧАЭС с учетом разрушения активной зоны. — Атомная энергия, 1994, т. 77.
5. **Федоров В.Л., Михайлов Д.А., Крамеров А.Я. и др.** Анализ аварии на ЛАЭС 23.03.1992: Отчет РНЦ КИ, инв. № 33Р-07/57, 1992.
6. **Крамеров А.Я., Михайлов Д.А., Савватимский Г.И., Николаева А.П.** Итоги комплексного анализа запроектной аварии с длительной потерей электроснабжения собственных нужд для блоков РБМК-1000 1-го и 2-го поколений: Отчет ВНИИАЭС, инв. № ОЭ-2936/91. — М., 1990.
7. **Крамеров А.Я., Савватимский Г.И., Михайлов Д.А. и др.** Расчеты некоторых непроектных аварий для выявления их признаков и уровня тяжести: Отчет РНЦ КИ, инв. № 33Р/1-1882-93. — М., 1993.
8. **Достов А.И.** Исследование на основе RELAP4/mb аварийных процессов в реакторах РБМК при частичных разрывах РГК и НВК: Отчет ИАЭ, инв. № 33Р/1-477-89. — М., 1989.
9. **ИАЭ—НИКИЭТ—ВНИИНМ—ВНИПИЭТ.** Анализ МПА с незакрытием обратного клапана перед РГК для реактора РБМК-1500: Отчет НИКИЭТ, инв. № 27.852-От, 1987.
10. **Крамеров А.Я., Михайлов Д.А., Савватимский Г.И., Орлова И.А.** Анализ протекания запроектной аварии с длительным осушением БВ отработанного топлива: Отчет ИАЭ, инв. № 33-19/31, 1991.
11. **Винников Б.И.** Расчетное обоснование основных мероприятий по системе аварийного сброса паровоздушной смеси РБМК-1000 1-й очереди ЛАЭС: Отчет ИАЭ, инв. № 33/1-431-89, 1989.
12. **Крамеров А.Я., Савватимский Г.И., Михайлов Д.А. и др.** Частичные разрывы труб контура МПЦ РБМК-1000: Отчет ИАЭ, инв. № 33/842188, 1988.
13. **Крамеров А.Я.** Феноменология тяжелых аварий, ведущих к дефициту теплоносителя и теплоотвода: Отчет РНЦ КИ, инв. № 33Р/1-1588—91, 1991.
14. **Крамеров А.Я., Волков В.П., Савватимский Г.И.** Анализ аварий с потерей теплоносителя на АЭС с РБМК-1500: Отчет ИАЭ, инв. № 33/471184, 1984.
15. **Даничев В.В., Рубцов В.С.** Расчеты теплового состояния каналов РБМК и анализ живучести канальных труб при авариях с обезвоживанием каналов: Отчет ИАЭ, инв. № 33П/1332—91, 1991.
16. **Manevsky V.N., Platonov P.A., Chugunov O.K.** RRC KI, Calculattion of graphite blocks interaction with pressure tubes of fuel channels, Report MRTR-5, Topical meeting on multiple PT rupture analysis. — Moscow, 31 Jan.—4 Febr., 1994.
17. **Тутнов А.А., Лоскутов О.Д.** Оценки вероятностей разрушения каналов РБМК: Сообщение MRTR-1 на семинаре в НИКИЭТ (On multiple pressure tube rupture analysis in channel type reactor).— М., 1993.
18. **Парафило Л.М. и др.** Анализ изменения геометрии РБМК при разрыве ТК: Доклад MPTR-II на семинаре в НИКИЭТ. — М., 1994.
19. **Михайлов Д.А. и др.** Расчетное исследование протекания запроектной аварии «Осушение прireакторного бассейна выдержки»: Отчет РНЦ КИ, инв. № 33-16/12, 1993.
20. **Zherdev F.F. et al.** The effect of neutron irradiation on reactor graphite corrosion kinetics. — J. Nucl. Mater., 1992, vol. 189, p. 333.
21. **Крамеров А.Я., Проклов В.Б.** Предложение по исследованию стойкости осушенной облученной ТВС РБМК: Отчет ИАЭ, исх. № 33-08/164 от 02.08.1988.

Статья поступила в редакцию 24 апреля 1995 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 29—43.

УДК 621.039

ИССЛЕДОВАНИЕ ATWS В РБМК

А.А. Афанасьева, М.Н. Бабайцев, А.В. Краюшкин,
РНЦ «Курчатовский институт», 123182, Москва, пл. Академика Курчатова

Рассматриваются аварии типа ATWS для РБМК с использованием программ RELAP/MOD3 и STEPAN+KOBRA (РНЦ КИ). Результаты расчетов сопоставляются с результатами, полученными по программе ATHLET11C. Анализируется влияние снижения α_φ на характер протекания процессов при ATWS с обесточиванием собственных нужд.

ATWS STUDIES FOR RBMK. A.A. AFANASYEVA, M.N. BABAITSEV, A.V. KRAYSHKIN. ATWS calculation for RBMK using RELAP5/MOD3 and code STEPAN+KOBRA (RRC «Kurchatov Institute») is considered. Calculation results are compared with ATHLET11C calculation results. The analysis of the influence of α_φ decreasing on the accident sequences for ATWS with loss of preferred AC power is perfomed.

ВВЕДЕНИЕ

Аварии, называемые ATWS (Anticipated Transient Without Scram), представляют собой особый класс аварий, в которых исходное событие является достаточно вероятным и действительно встречающимся хотя бы один раз за время жизни реактора (например, отключение турбины или ГЦН). Данное событие в нормальной ситуации требует срабатывания аварийной защиты, которая останавливает реактор. Но в ATWS предполагается, что аварийная защита по каким-либо причинам не работает. При рассмотрении *ATWS* прежде всего следует определить, как ведет себя реакторная установка, предоставленная сама себе, иными словами, исследуется «внутренняя» безопасность реактора.

В качестве исходных событии для *ATWS*, например, рассматривают следующие:
— обесточивание собственных нужд;
— отключение турбин;
— потеря питательной воды;
— самоход стержня СУЗ;
— отключение ГЦН и ряд других.

Для исследования первых трех исходных событий был проведен ряд расчетов по программе RELAP5/MOD3 и полномасштабной нейтронно-теплогидравлической программе, разработанной в РНЦ КИ, STEPAN+KOBRA.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Характер исходных событий позволяет предположить, что в первых трех случаях будут иметь место глобальные изменения в системе (т.е. пространственные искажения в активной зоне незначительны). Следовательно, можно ожидать, что в этих случаях использование программы RELAP5/MOD3 с блоком точечной кинетики позволит получить достоверные результаты. Отметим, что в расчетах с блоком точечной кинетики учитывалось влияние обратных связей по температуре топлива и плотности теплоносителя. Влияние изменения температуры графита из-за малых времен протекания процесса (что будет показано ниже) не учитывалось.

Расчеты были проведены применительно к реакторам Игналинской АЭС. Для расчетов по программе RELAP5/MOD3 был сформирован набор исходных данных, подробно описывающий контур многократной принудительной циркуляции (КМПЦ). В расчетной схеме моделировались две симметричные части КМПЦ. В одной петле выделялся один раздаточно-групповой коллектор (РГК), из 42 каналов которого было выделено 39 каналов средней мощности (2,5 МВт), 1 канал максимальной мощности (3,7 МВт) и 1 канал минимальной мощности (1,2 МВт). Для каждой петли с топливным

каналом семь объемов моделировали активную зону, семь объемов моделировали водяные коммуникации от ЗРК до топливного канала и семь объемов — пароводяные коммуникации. Исходная мощность реактора составляла 4200 МВт, расход теплоносителя через половину активной зоны 4800 кг/с.

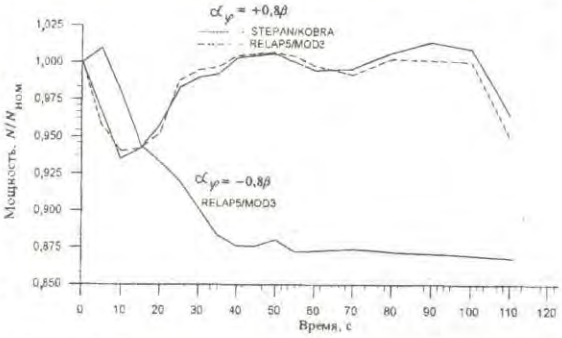
Расчеты показали, что наиболее тяжелые последствия наблюдаются при обесточивании собственных нужд. Характерные времена процессов в этом случае составляют 2—3 минуты. Поэтому остановимся более подробно на ATWS с обесточиванием собственных нужд.

ATWS с обесточиванием собственных нужд. Предполагается, что в момент времени $T = 0$ происходит исчезновение напряжения на секциях электропитания собственных нужд энергоблока. Происходит массовое отключение механизмов собственных нужд блока, т.е. отключение всех ГЦН, ПЭН (насосов питательной воды), насосов технического водоснабжения, насосов контура охлаждения СУЗ и т.д. Система авторегулирования турбогенератора не справляется с резким сбросом нагрузки, и за время порядка 0,4 с закрываются стопорно-регулирующие клапаны (СРК) турбин за счет срабатывания автоматов безопасности по превышению числа оборотов. Обесточивание приводит к наложению запрета на открытие БРУ-К (т.е. одной группы аварийных паросбросных устройств). По сигналу обесточивания собственных нужд автоматически вырабатывается запрет на прикрытие дроссельно-регулирующих клапанов всех ГЦН с целью обеспечения более благоприятных условий для развития естественной циркуляции теплоносителя. По сигналу обесточивания формируется команда на запуск 5 из 6 дизельгенераторов. Время запуска составляет 15 с, время приема полной нагрузки — 35 с. По сигналу снижения расхода питательной воды включаются 9 из 12 насосов АПЭН и САОР.

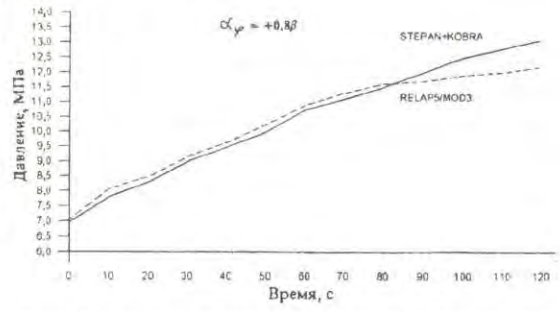
Расчеты ATWS с обесточиванием собственных нужд по программе STEPAN+KOBRA показали, что существенные пространственные искажения нейтронного поля в данном процессе отсутствуют. Расчеты были проведены в предположении, что ни один стержень СУЗ, включая автоматические регуляторы, не движется. На рис. 1 приведено изменение мощности в рассматриваемом процессе, полученное по программам RELAP5/MOD3 и STEPAN+KOBRA.

Характер развития процесса следующий: остановка ГЦН приводит к снижению расхода теплоносителя через активную зону, что ведет к увеличению паросодержания в активной зоне и, следовательно, к увеличению давления в контуре МПЦ. Через 120—130 с давление в барабане-сепараторе (БС) достигает значения порядка 12 МПа, температуры оболочки твэла и трубы канала в канале максимальной мощности через 120—130 с достигают критических значений (1200 и 800 °С соответственно). На рис. 2—5 приведены результаты расчетов, полученные по RELAP5/MOD3 и STEPAN+KOBRA (для температуры оболочки твэла и трубы канала приводятся максимальные значения в канале максимальной мощности).

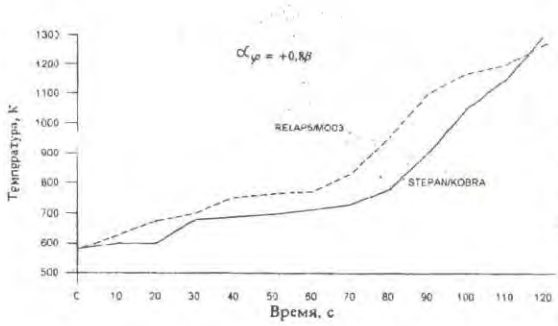
Аналогичные расчеты с учетом работы системы ЛАР проводили по про-



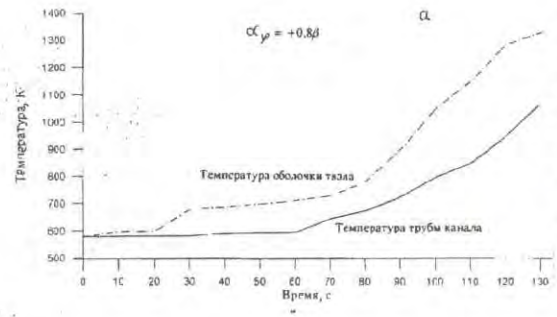
Р и с. 1. Зависимость мощности после обесточивания собственных нужд от времени

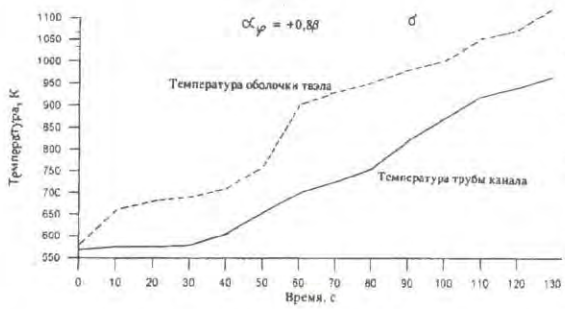


Р и с. 2. Зависимость давления в БС после обесточивания собственных нужд от времени

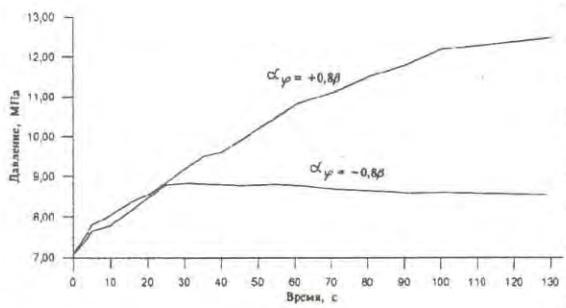


Р и с. 3. Зависимость температуры оболочки твэла после обесточивания собственных нужд от времени





Р и с. 4. Зависимость температуры оболочки твэла и температуры трубы канала после обесточивания собственных нужд (REPAL5/MOD3) от времени при $\alpha_\varphi = +0{,}8\beta$ (*а*) и $\alpha_\varphi = -0{,}8\beta$ (*б*)



Р и с. 5. Зависимость давления в БС после обесточивания собственных нужд (REPAL5/MOD3) от времени

грамме ATHLET11C G. Höppner и J.P. Weber. Результаты расчетов были представлены на конференции МАГАТЭ в Мюнхене в ноябре 1996 г. Вывод из проведенных расчетов был сделан следующий: обесточивание приводит к увеличению давления в БС до 10,4 МПа за 70 с, температура оболочки твэла и трубы канала достигает опасных значении за 40 с. Отметим, что результаты всех трех расчетов довольно хорошо согласуются между собой.

В данном ATWS повышение температуры топлива, вносящее отрицательную реактивность, конкурирует с запариванием активной зоны, дающим положительную реактивность. В итоге мощность реактора изменяется слабо. Были проведены расчеты с отрицательными значениями α_φ для оценки влияния величины α_φ на характер протекания ATWS с обесточиванием. Результаты расчетов приведены в таблице.

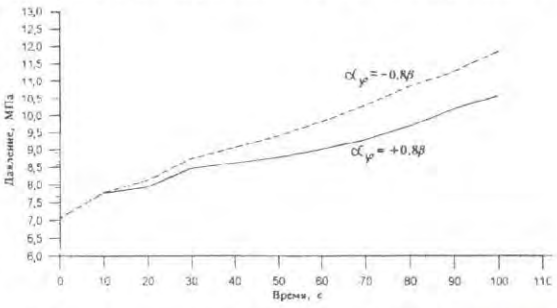
Влияние значения α_φ на характер развития аварийного процесса после обесточивания собственных нужд (через 130 с)

Параметр	$\alpha_\varphi = +0{,}8\beta$	$\alpha_\varphi = -0{,}8\beta$	$\alpha_\varphi = -1{,}5\beta$
$P_{БС}$, МПа	12,3	8,28	8,20
$N/N_{ном}$	~ 1	0,82	0,759
$T_{оболочки}$, К	1373	1112	1014
$T_{трубы\ канала}$, К	1073	964	882

Данные, приведенные в таблице, позволяют сделать вывод, что снижение α_φ приводит к существенному, относительно роста давления, смягчению характера протекания аварийного процесса.

ATWS с отключением турбин и потерей питательной воды. Рассмотрим теперь ATWS с отключением турбин со срывом вакуума в конденсаторах. Сценарий этого процесса следующий: в момент времени $T = 0$ происходит отключение турбин, через 0,4 с закрываются СРК турбин, все остальное оборудова-

ние работает нормально. Расчеты проводились по программе REPAL5/MOD3 с использованием блока точечной кинетики. Расчеты показали, что наиболее опасным в данной аварии является рост давления в КМПЦ. Рост температур оболочки твэла и трубы канала не превышает допустимых значений. На рис. 6 приведена зависимость давления в БС от времени в ходе аварийного процесса. Характерные времена процессов и в этом случае составляют порядка 2—3 мин. Также были проведены расчеты с $\alpha_\varphi = -0{,}8\beta$. Рост давления в этом случае больше, чем в случае с $\alpha_\varphi = +0{,}8\beta$.



Р и с. 6. Зависимость давления в БС после отключения турбин (REPAL5/MOD3) от времени

Был также рассмотрен ATWS с потерей питательной воды. Сценарий при этом предполагался следующий: в момент времени $T = 0$ расход питательной воды снижается до нуля, по сигналу потери питательной воды четыре насоса САОР и четыре насоса АПЭН начинают подавать воду в РГК. Исследование данного ATWS показало, что примерно через 5 мин уровень в БС снижается до нуля. Ухудшение условий работы ГЦН в лучшем случае приводит к остановке насосов, что в свою очередь приводит к снижению расхода через активную зону и через времена порядка 2—3 мин после остановки насосов температуры оболочки твэла и трубы канала достигают критических значений. В худшем случае насосы могут попасть в режим кавитации. Характерные времена аварии составляют от 5 до 7 мин.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Приведенные выше результаты расчетов позволяют сделать вывод, что любое из трех описанных выше исходных событий с наложением отказа АЗ (иначе говоря, ATWS) приводит к тяжелым последствиям через времена порядка 2—7 мин (в зависимости от ATWS).

Причем к наиболее тяжелым последствиям приводят обесточивание собственных нужд и потеря питательной воды. В первом случае характерные времена составляют 2—3 мин, во втором случае — 5—7 мин. Рост давления и температуры трубы канала может вызвать их множественные разрывы, что, как известно, ведет к тяжелой реактивностной аварии. В связи с полученными результатами очевидно, что необходимо детально исследовать и другие ATWS. Снижение α_φ до разумных отрицательных значений, как показали расчеты, позволяет избежать роста давления, но не избавляет от роста температур оболочек твэлов и канальных труб. Следовательно, перевод α_φ в отрицательную область не позволяет полностью решить проблему ограничения последствий ATWS и необходимо разрабатывать дополнительные меры по смягчению последствий, например, введение дополнительной системы останова. В настоящее время ведется работа по разработке таких систем и модернизации системы СУЗ, которые повышают их надежность и безопасность реакторов.

Статья поступила в редакцию 26 января 1998 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 44—47.

УДК 621.039

МОДЕЛИРОВАНИЕ АВАРИЙ СО СНИЖЕНИЕМ ПОДАЧИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ ДЛЯ КАНАЛА РЕАКТОРА РБМК-1000

А.Е. Киселев, А.В. Лемеха, В.Ф. Стрижов,
Институт проблем безопасного развития атомной энергетики РАН, Москва,
А.Я. Крамеров, Д.А. Михайлов, В.Л. Федоров, РНЦ «Курчатовский институт», 123182, Москва, пл. Академика Курчатова

В работе проводится расчетно-теоретический анализ аварии канала реактора РБМК-1000, связанной со снижением расхода теплоносителя через единичный технологический канал. Проведено численное моделирование ситуации с помощью теплогидравлических кодов улучшенной оценки RELAP5/MOD3, SCDAP/RELAP5 и ICARE2 для различных значений остаточного расхода теплоносителя. Проведен сравнительный анализ результатов расчетов по различным кодам. По результатам расчетов показано, что при снижении расхода теплоносителя через единичный канал до величин, меньше 10% от номинального расхода, достижение критического значения температуры, соответствующего разрушению канальной трубы, происходит в интервале 30—40 с, а начало резкого ускорения реакции Zr—H_2O — в интервале 35—70 с после снижения расхода теплоносителя. Конкретные значения характерных времен зависят, главным образом, от величины остаточного расхода теплоносителя.

LOOS OF COOLANTFLOW ACCIDENT IN A RBMK-1000 REACTOR CHANNEL. A.E. KISELEV, A.Ya. KRAMEROV, A.V. LEMEKHA, D.A. MIKHAYLOV, V.F. STRIZHOV, V.L. FYODOROV. The paper theoretically analyses an accident in a RBMK-1000 reactor channel as a result of a reduction of coolant flow through a single thechnical channel. The situation is numerically modelled using the RELAP5/MOD3, SCDAP/RELAP5 and ICARE2 best estimated thermo-hydraulic codes for different values of the residual coolant flow rate. A comparative analysis of the results obtained using different codes is done. The results of the analyses show that, for a reduction of the coolant flow rate through an individual channel up to value lesser than 10% of the nominal rate, temperature reaches its critical value (failure of the channel duct) 30—40 s after, and Zr—H_2O reaction abruptly accelerates in the interval of 30—70 s after the flow rate reduction. Specific values of the characteristic times depend mainly on the residual coolant flow rate.

ВВЕДЕНИЕ

Специфические для канальных реакторов аварии с сильным снижением расхода теплоносителя через отдельный канал в реакторах типа РБМК относительно не очень редки (2 случая примерно на 200 реакторо-лет) вследствие возможного случайного аварийного отказа (либо ошибочного перекрытия) запорно-регулирующего клапана (ЗРК) на входе теплоносителя в каждый канал. При этом тепловыделяющая сборка (ТВС) быстро перегревается, канал может разрушиться и срабатывает аварийная защита (АЗ) по росту давления в реакторном пространстве (РП). К сходным результатам может вести и так называемая утечка из питающей канал нижней водяной коммуникации (НВК) при ее частичном разрыве (близком к критическому, когда расход воды в канал ниже места течи весьма мал, а давление близко к давлению в выходном коллекторе, т.е. в сепараторе).

В связи с этим возникают разные задачи:

— снижение вероятности резкого падения расхода теплоносителя (улучшение качества ЗРК или даже их ликвидация ведет, однако, к ухудшению экономических показателей);

— заглушение реактора по факту снижения расхода воды (СРВ) автоматической АЗ (это сопряжено с возможностью ложных остановок реактора).

Важно также уточнить, при каком остаточном расходе существенно снижается опасность разрушения ТВС и/или канала и как задержка АЗ влияет на разрушение ТВС (в том числе и из-за задержки разрушения канала) и т.д.

Эти задачи целесообразно решать на базе количественного расчета поведения ТВС и канала при СРВ с помощью известных теплогидравлических кодов. Одновременно

эти расчеты позволят оценить качество существующих кодов путем сравнения с косвенными данными о времени между СРВ и повреждением ТК при аварии канала 52-16, имевшей место на 3-м блоке ЛАЭС 24 марта 1992 г.

В настоящее время для анализа рабочего состояния и моделирования проектных и запроектных аварий реакторов типа PWR и BWR разработано несколько программных комплексов RELAP5, SCDAP/RELAP5, MELCOR, ATHLET, ICARE2 [1, 2]. Такие программные комплексы являются интегральными, что позволяет описывать самосогласованным образом как теплогидравлические процессы, так и процессы разрушения активной зоны. Нужно обратить внимание на следующее:

1. Скорость разогрева элементов конструкции активной зоны в значительной степени определяется эффективностью конвективного теплосъема. Теплогидравлические модели, реализованные в кодах, описывают широкий спектр режимов течения и теплоотдачи. Это позволяет достаточно эффективно использовать перечисленные коды для моделирования начальных стадий развития тяжелой аварии водо-водяных реакторов с потерей теплоносителя. В приложении к отечественным типам реакторов модификации кода, как правило, ограничиваются заданием соответствующей нодализации теплогидравлического контура и теплофизических констант материалов.

2. При температурах оболочек твэлов, превышающих 1500 K, существенный вклад в тепловой баланс активной зоны начинают вносить радиационный перенос энергии между элементами конструкции и поглощение излучения жидкой фазой теплоносителя. Для адекватного моделирования этого процесса необходимо учитывать особенности взаимного расположения излучающих поверхностей. В реакторах PWR и BWR топливные стержни упакованы в квадратную решетку, в реакторах РБМК и ВВЭР — в треугольную. В моделях радиационного переноса, реализованных в кодах, как правило, допускается и та и другая геометрия взаимного расположения стержней.

3. Конструкция реактора, режим течения теплоносителя и используемые конструкционные материалы определяют скорость реакций физико-химического взаимодействия. Для материалов реакторов PWR и BWR в кодах связь соответствующих моделей и корреляционные соотношения достаточно хорошо изучены и реализованы. Константное обеспечение моделей химических реакций для материалов, используемых в российских типах реакторов, строго говоря, является недостаточным. Поэтому для получения оценочных результатов обычно используют наиболее близкие зарубежные данные.

Наиболее хорошо разработанной является модель двухфазной теплогидравлики. Физические модели и их константное обеспечение, предназначенные для моделирования аварий с разрушением активной зоны, нуждаются в соответствующей адаптации и верификации.

Цель данной работы — применение программных комплексов RELAP5/Mod3, SCDAP/RELAP5 и ICARE2 для моделирования начальной стадии аварии канала реактора РБМК-1000, связанной с уменьшением расхода теплоносителя через канал.

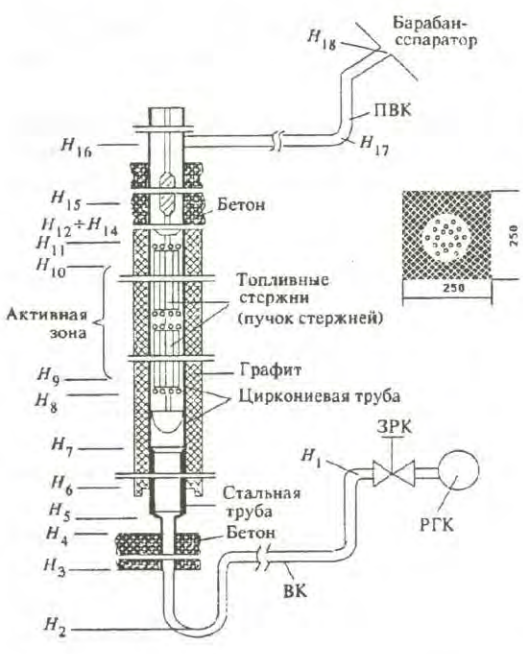
Модель канала реактора РБМК-1000 и сценарий аварийного процесса. Реактор РБМК-1000 является канальным реактором с графитовым замедлителем и водяным кипящим теплоносителем. Активная зона имеет форму вертикального цилиндра диаметром 11,8 и высотой 7 м. Графитовая кладка реактора состоит из собранных в колонны блоков с осевыми цилиндрическими отверстиями диаметром 114 мм, в которых устанавливается 1693 технологических и специальных каналов. Часть технологического канала, размещенная в активной зоне, представляет собой вертикальную циркониевую трубу диаметром 88 мм с толщиной стенки 4 мм, окруженную квадратным графитовым блоком размером 0,25·0,25 м. Тепловой контакт трубы с блоками кладки достигается с помощью графитовых колец. Внутри канала на специальном центральном стержне подвешивается тепловыделяющая кассета (ТВК), состоящая из двух последовательно соединенных ТВС. Каждая ТВС содержит 18 топливных стержней, дис-

танционированных специальными стальными решетками, и опирается на стальную концевую решетку. Приведем следующие характеристики топливных элементов:

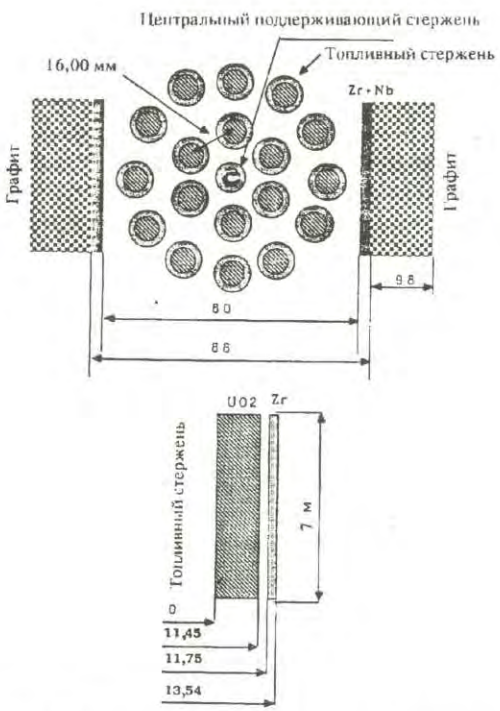
Высота оболочки . . .	3,64 м
Высота топлива . . .	3,46 м
Наружный радиус топлива, средний . . .	$5{,}725 \cdot 10^{-3}$ м
Внутренний радиус оболочки, средний . . .	$5{,}875 \cdot 10^{-3}$ м
Наружный радиус оболочки, средний . . .	$6{,}770 \cdot 10^{-3}$ м
Давление газовой смеси под оболочкой твэлов . . .	1,6 МПа

Активная зона охлаждается двумя одинаковыми петлями контура многократной циркуляции (МПЦ). Из общего напорного коллектора ДУ 900 мм каждой петли охлаждения три циркуляционных насоса подают теплоноситель в каждый технологический канал через 22 раздаточных групповых коллектора (РГК) ДУ 300. Поднимаясь вверх, вода нагревается в активной зоне до температуры насыщения, частично испаряется на 10—20% и в виде пароводяной смеси поступает в барабан-сепаратор (БС). Схематическое изображение технологического канала реактора показано на рис. 1 и 2. Геометрические и гидравлические параметры представлены в табл. 1. Отметим следующие средние характеристики ТК реактора РБМК-1000 [4], которые использовались нами в качестве исходных данных для моделирования стационарного режима:

Температура теплоносителя на входе . . .	270 °С
Давление в РГК . . .	83 бар
Давление в БС . . .	69,7 бар
Средний номинальный расход теплоносителя . . .	5,5 кг/с
Среднее паросодержание на выходе из ТК . . .	~ 15%
Средняя мощность ТК . . .	1950 кВт



Р и с. 1. Схема канала реактора РБМК



Р и с. 2. Поперечное сечение топливного канала

Неравномерность энерговыделения между рядами твэлов в ТВС . . .	1,09
Неравномерность энерговыделения по высоте, Kz. . .	1,25

Таблица 1. **Параметры канала РБМК-1000**

Геометрические параметры	Гидравлические параметры				
	ΔHi, м	Fi, мм^2	Li, м	Dr, мм	ξ
Hi	0	234	—	—	45,1
H1—2	− 5,855	1963	27,86	50	0,25
H2—3	3,095	1963	3,34	50	0,2
H3—4	2,17	2642	2,17	58	0,15
H4—5	0,20	2642	0,20	58	0
H5—6	0,105	4418	0,105	75	0,05
H6—7	0,105	4418	0,105	75	0,05
H7—8	0,305	5027	0,305	80	0,3
H8—9	0,275	2298	0,275	8,63	0,75
H9—10	7,0	2298	7,0	8,63	12,4
H10—11	0,25	2298	0,25	8,63	0,65
H11—12	0,46	4171	0,46	47,0	0,1
H12—13	2,64	4657	2,64	49,0	0,15
H13—14	1,0	2320	1,0	20,7	0,5
H14—15	0,955	3951	0,955	39,0	1,7
H15—16	1,44	7323	0,7	42,0	2,27
H16—17	0	3632	29,50	68,0	1,15
H17—18	7,405	3632	7,5	68,0	1,65

Подвод теплоносителя к каждому отдельному каналу осуществляется через ЗРК, установленный на нижней водяной коммуникации вблизи РГК. Именно авария с поломкой ЗРК произошла на канале 52-16 реактора 3-го блока Ленинградской АЭС 24 марта 1992 г. [4]. Причиной аварии было разрушение деталей седла дросселя ЗРК из-за высоких остаточных напряжений в зонах штифтовых соединений, что вызвало перекрытие проходного сечения ЗРК. В результате была нарушена циркуляция теплоносителя в ТК, что привело к его перегреву и разгерметизации.

Важным параметром, определяющим эволюцию теплогидравлических характеристик ТК, в том числе аксиальное и радиальное распределения температур в ТК и топливных стержнях, место по высоте и время разрыва канальной трубы, является величина остаточного расхода теплоносителя через канал. Эта величина зависит от многих факторов, например, от характера поломки узлов конструкции активной зоны, гидродинамических условий в канале и т.д. Точное значение остаточного расхода в аварийном режиме, как правило, неизвестно.

Качественная и количественная картина аварии при практически полном прекращении подачи теплоносителя снизу в канал без сброса АЗ (при постоянной мощности) и со сбросом АЗ была подробно рассмотрена еще в 1985 г. в справедливом пренебрежении осевым переносом тепла и с оценочным учетом противоточного «барбатажного» охлаждения сверху [5].

Ниже обсудим результаты моделирования аварии с нарушением циркуляции теплоносителя в канале реактора РБМК-1000, полученные при задании различных величин остаточного расхода теплоносителя в качестве граничных условий для гидравлических схем кодов RELAP5/SCDAP и ICARE2, а для кода RELAP5/Mod3 — разных величин остаточного проходного сечения ЗРК.

Краткое описание возможностей кодов. Возможности кода RELAP5/Mod3 хорошо известны и многократно описаны в литературе.

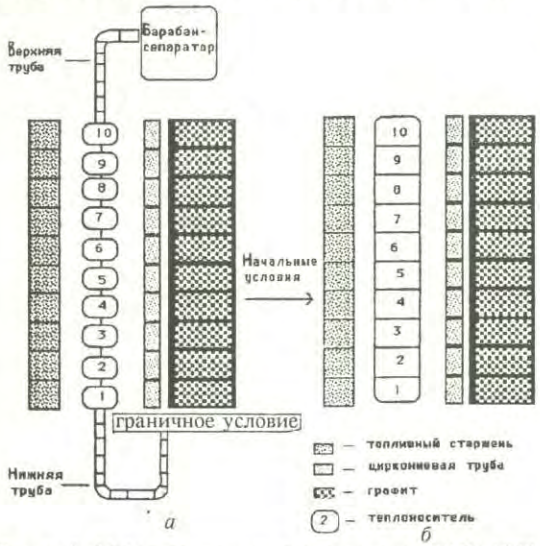
Код SCDAP/RELAP5 [1] предназначен для моделирования широкого класса теплогидравлических процессов в реакторах типа PWR и BWR как в проектном режиме, так и в режиме аварий с разрушением активной зоны. SCDAP/RELAP5 создан на основе двух отдельных кодов: RELAP5 и SCDAP. Гидродинамическая модель кода RELAP5 описывает неравновесный теплоперенос в двухфазной системе (пар— вода). Код позволяет моделировать различные системные конфигурации, от единичных труб до различных элементов реакторного оборудования. Такие конфигурации могут включать в себя произвольное количество гидродинамических объемов и их соединений, тепловые структуры и такие системные компоненты, как насосы, клапаны, электрические нагреватели, турбины, сепараторы и аккумуляторы. Код SCDAP содержит модели тепловыделения топливных стержней и их деформации, модели реакций химического взаимодействия Zr—H_2O и UO_2—Zr, модель радиационного теплообмена, модели механического разрушения канальной трубы и разрушения стержней.

Код ICARE2 [2] разработан в Институте ядерной безопасности и радиационной защиты Комиссариата по атомной энергетике Франции в 1987—1993 гг. Код предназначен для моделирования теплогидравлических процессов, протекающих в ходе тяжелой аварии с расплавлением активной зоны реактора типа PWR. Гидродинамическая модель кода ICARE2 описывает теплоперенос в однофазной системе (пар). Авторы хорошо понимают, что это делает его применение неадекватным при ощутимых остаточных расходах воды на входе. Однако применение кода при очень малых остаточных расходах вполне оправдано. В код включены модели механического разрушения топливных стержней, модель радиационного теплообмена, модели некоторых химических реакций и ряд других. Код позволяет моделировать различные системные конфигурации активной зоны, варьировать коэффициенты теплообмена, корреляционные коэффициенты в процессах конвекции и химических реакциях.

Исходя из перечисленных возможностей кодов, применялась следующая технология проведения расчетов. По коду SCDAP/RELAP5 рассчитывалось стационарное состояние канала реактора. Теплогидравлические данные, полученные в этих расчетах, использовались в качестве начальных для моделирования аварийных процессов как по коду SCDAP/RELAP5, так и ICARE2.

Описание способа задания дискретизации канала, сборки, канальной трубы и графитовой кладки. Нодализационная схема канала реактора РБМК-1000 для кода SCDAP/RELAP5 приведена на рис. 3, *а*. Здесь водяные коммуникации от РГК до активной зоны моделировались 9 контрольными объемами, активная зона — 10 контрольными объемами, пароводяная коммуникация — 8 объемами. Граничные условия на ЗРК и в БС моделируются специальными объемами с заданными давлениями и температурами и соединениями с нижней и верхней трубами соответственно, определяющими скорость прокачки теплоносителя.

В программе ICARE (рис. 3, *б*) канал моделируется только в области активной зоны с соответствующими граничными условиями. Параметры среды являются усредненными по сечению канала. Подводящие трубы не моделируются.

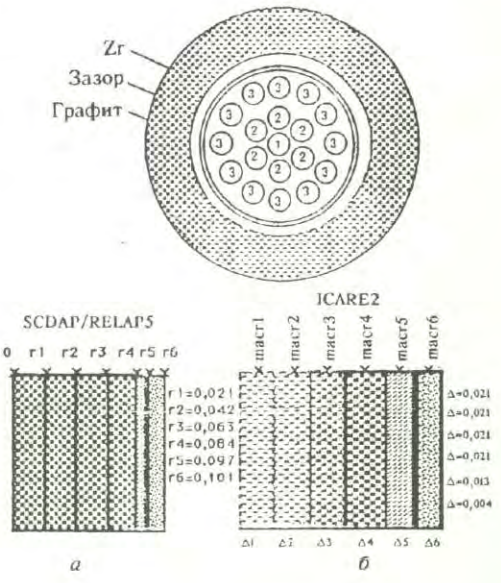


Р и с. 3. Нодализационная схема канала РБМК-1000 для кода SCDAP/RELAP5 (*а*) и ICARE2 (*б*)

В обоих кодах топливная сборка представлена двумя эффективными топливными стержнями с весами 6 и 12 и стальной поддерживающей трубой. Топливный стержень имеет цилиндрическую форму и представляет собой урановую таблетку, заключенную в циркониевую оболочку длиной 7 м. Параметры стержня приведены выше. По высоте активная зона разбивалась на 10 счетных участков — «ячеек». Температуры, рассчитываемые в том и другом кодах, относятся к центру этих ячеек.

В коде SCDAP/RELAP5 реализована радиальная дискретизация стержня (рис. 4): четыре точки относятся к урановой таблетке и две — к циркониевой оболочке, т.е. моделируется градиент температуры между внешней и внутренней сторонами циркониевой оболочки стержня и распределение температуры внутри топливного стержня.

При моделировании топливного стержня в коде ICARE2 обычно используется усредненное значение температуры циркониевой оболочки топливного стержня и усредненное значение температуры урановой таблетки. Этот подход применим к описанию длительно протекающих процессов. Характерные времена рассматриваемой нами аварии составляют 20—40 с. Для того чтобы иметь возможность сравнивать результаты, полученные по обоим кодам, в коде ICARE2 мы также ввели радиальное разбиение урановой таблетки (см. рис. 4). Оно было реализовано как комбинация нескольких тепловых структур цилиндрической формы с радиусами, соответствующими радиальному разбиению кода SCDAP/RELAP5.



Р и с. 4. Схема дискретизации по радиальной координате для канальной трубы (*а*) и графитового замедлителя (*б*)

Основное различие при описании канала разными кодами относится к моделированию канальной трубы и графитового замедлителя. Технологический канал в области активной зоны представляет собой циркониевую трубу с толщиной стенки 4 мм, окруженную квадратным графитовым блоком размером 0,25·0,25 м. Коды ICARE2 и RELAP5/Mod3 работают с цилиндрической геометрией, и поэтому мы представили графитовую кладку в виде цилиндрической структуры с адиабатическими условиями на внешней границе. В коде SCDAP эта часть активной зоны может быть задана только плоской структурой. При этом поверхность циркониевой трубы в обоих случаях имеет одинаковую площадь. Для того чтобы сохранить характерные толщины графитовой кладки при фиксированной массе графитового замедлителя, нам пришлось ввести новые эффективные коэффициенты в уравнении теплопроводности в коде SCDAP/RELAP5. Мы исходили из следующих соображений [6]. Уравнение теплопроводности для плоской геометрии

$$c_p \rho_1 \frac{dT}{dt} = \frac{d}{dx}\left[k_1 \frac{dT}{dx}\right] + q_1 \qquad (1)$$

при следующей замене коэффициентов:

$$\rho_1 = \rho_2 \times r/R_0;$$

$$k_1 = k_2 \times r/R_0;$$

(2)

$$q_1 = q_2 \times r/R_0$$

дает то же решение, что и уравнение в цилиндрических координатах

$$c_p \rho_2 \frac{dT}{dt} = \frac{1}{r}\frac{d}{dr}\left[k_2 r \frac{dT}{dr}\right] + q_2. \qquad (3)$$

Поэтому в коде *SCDAP* использовались эффективные значения ρ_1, k_1, q_1, вычисленные по формуле (2).

Эффективное термическое сопротивление перетоку тепла через кольца между трубой канала и графитовым блоком было взято на основании опытных данных. Эти данные, к сожалению, имеются только для режимов, близких к нормальному.

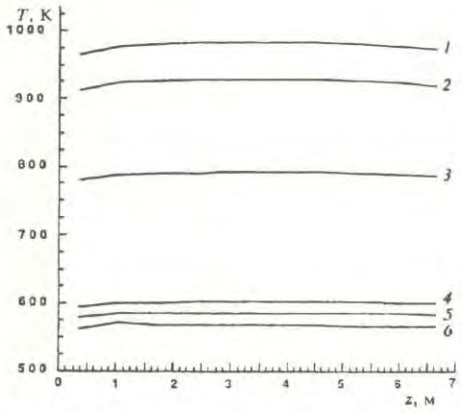
В расчетах по коду RELAP5/Mod3 использовалась замкнутая модель контура. Нодализационная схема и дискретизация приведены и обсуждаются вместе с результатами расчетов ниже.

Описание стационарного состояния, полученного с помощью кода SCDAP/RELAP5. Прежде чем проводить расчеты аварийных режимов, по коду SCDAP/RELAP5 был рассчитан стационарный режим работы канала РБМК-1000 с коэффициентом распределения мощности тепловыделения между ТВК и графитовой кладкой, близким к реальному. При этом распределение мощности между ТВК и графитовой кладкой задавалось 95 и 5% от номинала соответственно (первый вариант). Кроме того, был просчитан вариант с распределением 90 и 10% соответственно для изучения чувствительности результатов расчетов к этому параметру (второй вариант). Приведем значения основных теплогидравлических параметров канала для первого и второго вариантов (табл. 2).

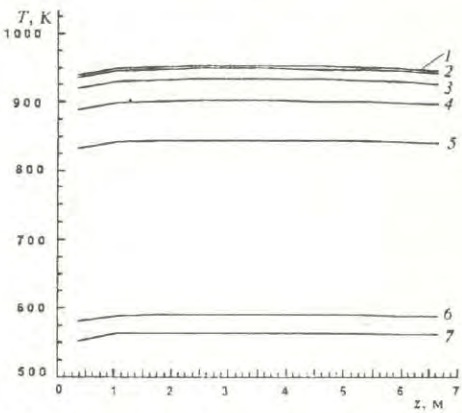
Таблица 2. **Теплогидравлические параметры канала РБМК**

Параметры	2-й вариант	1-й вариант
Максимальная температура графитовой кладки, К	953	771
Минимальная температура графитовой кладки, К	833	715
Максимальная температура в центре урановой таблетки, К	983	1014

Аксиальные профили температур для топливного стержня, канальной трубы и графитовой кладки второго варианта показаны на рис. 5 и 6.



Р и с. 5. Аксиальное распределение температуры для топливного стержня в стационаре: *1—4* — топливо; *5* — внутренняя сторона оболочки; *6* — внешняя сторона оболочки. Кривые соответствуют точкам радиального разбиения *1—6*



Р и с. 6. Аксиальное распределение температуры для графита и канальной трубы в стационаре: *1—5* — графит; *6* — внутреняя сторона канальной трубы; *7* — внешняя сторона канальной трубы. Кривые соответствуют точкам радиального разбиения *1—7*

Анализ аварий со снижением расхода теплоносителя. Теплогидравлические характеристики рабочего состояния реактора использовались в дальнейшем в качестве начальных условии для моделирования аварий, связанных с уменьшением расхода теплоносителя в канале реактора РБМК-1000, в коде SCDAP/RELAP5 и ICARE2.

Для двух вариантов просчитанного стационара были проведены серии расчетов со следующими значениями остаточного расхода теплоносителя через канал:

1) для первого варианта — 0,001, 0,1, 0,3 кг/с;

2) для второго варианта — 0,001, 0,05, 0,1, 0,25, 0,3, 0,4, 0,45, 0,625 кг/с.

При моделировании протекания аварий нас интересовали, прежде всего, следующие вопросы:

— момент полного осушения активной зоны;

— эволюция температур урановой таблетки, циркониевой оболочки топливного стержня и канальной трубы;

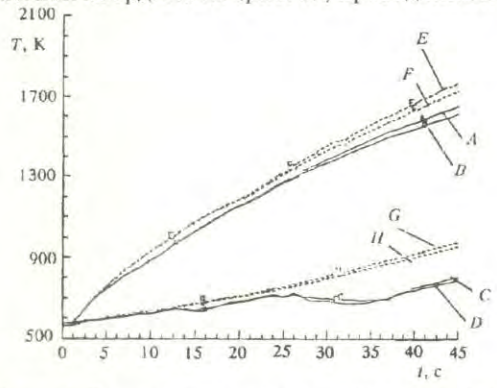
— моменты разогрева трубы технологического канала до 950 K и циркониевых оболочек твэлов до 1700 и 2100 K, что соответствует предполагаемым моментам разрушения канальной трубы, начала существенного ускорения реакции Zr—H_2O и условного начала сильного разрушения ТВС в активной зоне. Температура 2100 K характеризует начало плавления неокисленного циркония.

Ниже обсудим результаты расчетов для более тяжелого (с точки зрения скорости достижения температуры разрушения канальной трубы) второго варианта стационара.

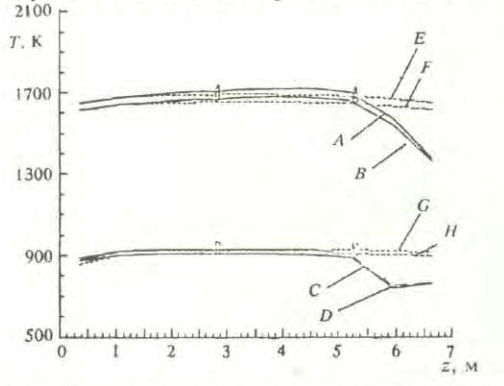
В качестве базового варианта был выбран сценарий с падением расхода теплоносителя до 0,001 кг/с, т.е. с практически полным закрытием ЗРК. Аварийный режим при падении скорости прокачки теплоносителя до 0,001 кг/с соответствует быстрому осушению активной зоны и, следовательно, приводит к одинаковому описанию теплосъема со стержней в обоих кодах. Тогда различия, заложенные в численных моделях кодов, становятся мало значимыми, и можно сопоставить результаты расчетов по кодам SCDAP/RELAP5 и ICARE2.

В коде SCDAP/RELAP5 реализована возможность учета механизма противоточного стекания воды в верхнюю часть активной зоны. Если не учитывать этот механизм и влияние верхней отводящей трубы, введя на выходе из активной зоны очень большой коэффициент обратных потерь (т.е. разрешив только одно направление потока жидкости), то получаем хорошее совпадение результатов с расчетом, проведенным по коду ICARE2.

На рис. 7 и 8 показана зависимость температуры от времени (рис. 7) и от аксиальной координаты (рис. 8), проведенных по коду SCDAP/RELAP5 с учетом механизма



Р и с. 7. Температурная эволюция различных элементов топливного канала при скорости подачи теплоносителя 0,001 кг/с: сплошные линии *A, B, C, D* с учетом механизма пленочного стекания; пунктирные линии *E, F, G, H* без учета механизма пленочного стекания. Кривые *A* (*E*) и *B* (*F*) описывают эволюцию температуры оболочек топливных стержней внутреннего и внешнего колец на высоте 5,95 м; кривые *C* (*G*) — эволюцию средней температуры канальной трубы; кривые *D* (*H*) — температурное поведение внутренней стороны канальной трубы



Р и с. 8. Аксиальное распределение температур на момент 40 с при скорости подачи теплоносителя 0,001 кг/с: сплошные линии *A, B, C, D* с учетом механизма пленочного стекания; пунктирные линии *E, F, G, H* без учета механизма пленочного стекания. Кривые *A* (*E*) и *B* (*F*) описывают аксиальный профиль температуры оболочек топливных стержней внутреннего и внешнего колец; кривые *C* (*G*) — аксиальный профиль средней температуры канальной трубы; кривые *D* (*H*) — аксиальный профиль температуры внутренней стороны канальной трубы

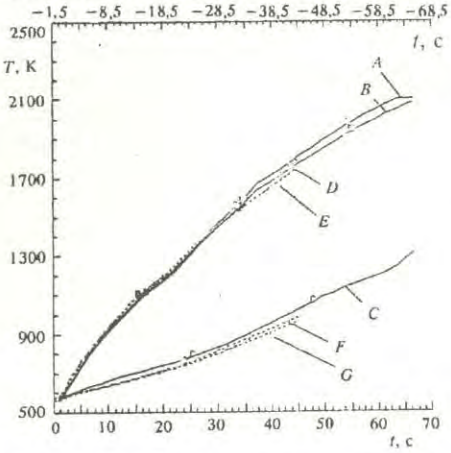
противоточного стекания воды (сплошные кривые) и без учета этого механизма (пунктирные кривые), при очень малом остаточном расходе.

На рис. 7 кривая $A(E)$ — эволюция температуры оболочки топливного стержня внутреннего кольца, кривая $B(F)$ — эволюция температуры оболочки топливного стержня внешнего кольца, кривая $C(G)$ —средняя температура канальной трубы, кривая $D(H)$ — температура внутренней стороны канальной трубы. Все кривые описывают шестую аксиальную ячейку. Буквы в скобках — расчеты без учета противоточного стекания воды.

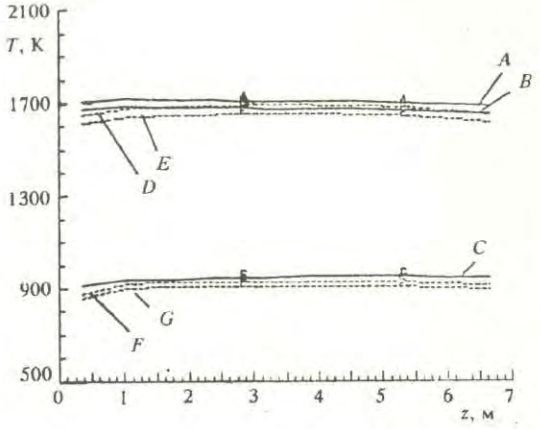
На рис. 8 кривые являются аксиальными профилями вышеописанных компонент на 40-й секунде расчета. Как показано на рис. 7 и 8, учет механизма пленочного стекания воды в активную зону дает дополнительный теплосъем с верхних участков ТВС.

Влияние механизма противоточного стекания воды в верхнюю часть активной зоны существенно лишь при очень малых остаточных расходах теплоносителя. При величинах расхода теплоносителя, превышающих 0,1 кг/с, этот эффект перестает оказывать существенное влияние на протекание процессов в активной зоне, так как при этом достаточно велика приведенная скорость пара на выходе из ТВС. (Легко провести следующую оценку. Введем G — остаточный расход теплоносителя, γ — плотность перегретого пара, F_{ij} — площадь проходного сечения ТВС. Тогда приведенная скорость пара на выходе ТВС: $W = G/(\gamma F_{ij}) > W = G/(\gamma'' F_{ij}) = 0{,}1/(35 \cdot 26 \cdot 10^{-4}) = 1{,}08$ м/с, так что пар не пускает воду в низ канала.)

На рис. 9 и 10 показано сравнительное описание расчетов, проведенных по коду ICARE2 (сплошные кривые) и по коду SCDAP/RELAP5 без учета механизма пленочного стекания (пунктирные кривые). Кривые $A(D)$ и $B(E)$ на рис. 9 описывают эво-



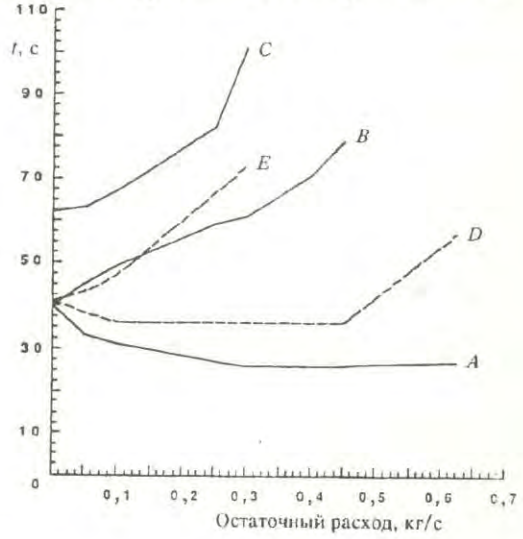
Р и с. 9. Эволюция температуры различных элементов топливного канала без учета влияния механизма пленочного стекания при скорости подачи теплоносителя 0,001 кг/с: сплошные линии *A*, *B*, *C* для кода ICARE2 (оси x_2y_1); пунктирные линии *D*, *E*, *F*, *G* для кода SCDAP/RELAP5 без учета механизма пленочного стекания (оси x_1y_1). Кривые *A* (*D*) описывают эволюцию температуры оболочек топливных стержней внутреннего и внешнего колец на высоте 3,85 м; кривая *C* — эволюцию температуры канальной трубы (код ICARE2); кривая *F* — эволюцию средней температуры канальной трубы (код SCDAP/RELAP5); кривая *G* — эволюцию температуры внутренней стороны канальной трубы (код SCDAP/RELAP5)



Р и с. 10. Аксиальное распределение температур на момент 40 с при скорости подачи теплоносителя 0,001 кг/с: сплошные линии *A*, *B*, *C* для кода ICARE2; пунктирные линии *D*, *E*, *F*, *G* для кода SCDAP/RELAP5 без учета механизма пленочного стекания. Кривые *A* (*D*) описывают аксиальный профиль температуры оболочек топливных стержней внутреннего и внешнего колец; кривая *C* — аксиальный температурный профиль канальной трубы (код ICARE2); кривая *F* — аксиальный профиль средней температуры канальной трубы (код SCDAP/RELAP5); кривая *G* — аксиальный профиль температуры внутренней стороны канальной трубы (код SCDAP/RELAP5)

люцию температуры оболочки топливного стержня внутреннего и внешнего колец соответственно на уровне шестой аксиальной ячейки, т.е. на высоте 3,85 м, кривая *C* — эволюцию температуры канальной трубы по коду ICARE2, кривые *G* и *H* — эволюцию средней и внутренней температуры канальной трубы по коду SCDAP/RELAP5. Следует отметить, что в коде ICARE2 нет возможности учитывать градиент температуры между внутренней и внешней сторонами канальной трубы. Но поскольку в обоих кодах решается краевая задача с одним и тем же граничным условием со стороны теплоносителя, сравнивать нужно кривые *C* и *H*. Эволюционные кривые хорошо совпадают за исключением первых двух секунд, в течение которых происходит запаривание оставшегося в канале теплоносителя.

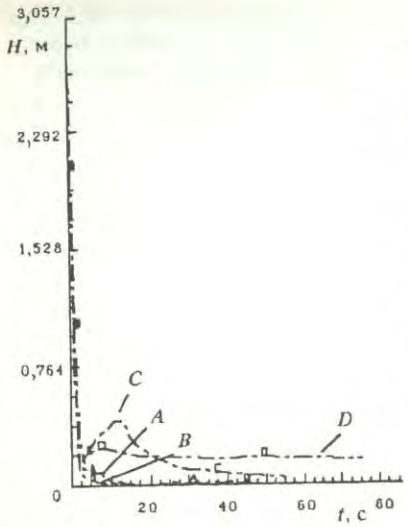
Проведя серию расчетов для различных величин остаточного расхода теплоносителя, мы получили зависимость времени нагрева канальной трубы до 950 K и времени начала реакции Zr—H_2O от скорости прокачки теплоносителя. Эти данные сведены в табл. 3 и представлены на рис. 11. Сплошные кривые относятся к расчетам по коду ICARE2, пунктирные — по коду SCDAP/RELAP5. Кривые *A*(*D*) описывают момент нагрева канальной трубы до 950 K, кривые *B*(*E*) — момент существенного ускорения развития реакции Zr—H_2O и кривая *C* — условный момент начала сильного разрушения ТВС в активной зоне. При малой величине расхода теплоносителя (0,001 кг/с) момент нагрева канальной трубы до 950 K и момент существенного ускорения развития реакции Zr—H_2O совпадают и составляют в коде SCDAP/RELAP5 40 с, а в коде ICARE2—41 с. При увеличении величины остаточного расхода теплоносителя кривые, соответствующие разным кодам, расходятся, что связано, по-видимому, с разной реализацией гидродинамики в кодах (однофазная — в ICARE2 и двухфазная — в SCDAP/RELAP5 и RELAP5/Mod3). На кривой *D* в интервале расходов от 0,1 до 0,45 кг/с существует минимум, связанный с изменением потока тепла от перегретого пара к канальной трубе.



Р и с. 11. Зависимость времени разогрева канальной трубы до 950 K и времени эскалации реакции Zr—H_2O от скорости теплоносителя: сплошные кривые *A*, *B*, *C* соответствуют расчетам по коду ICARE2; пунктирные кривые *D*, *E* — расчетам по коду SCDAP/RELAP5. Кривые *A* (*D*) — время разогрева канальной трубы до 950 K; *B* (*E*) — время бурного развития реакции Zr—H_2O; кривая *C* — время начала плавления топливных оболочек

Т а б л и ц а 3. **Характеристики реактора РБМК для различных величин остаточного расхода теплоносителя**

Расход, кг/с	ICARE2			SCDAP/RELAP5	
	T = 950 K на момент	*T* = 1700 K на момент	*T* = 2100 K на момент	*T* = 950 K на момент	*T* = 1700 K на момент
0,001	40	40	62	41	41
0,05	33	45	63	38	43
0,1	31	49	67	36	47
0,25	27	59	82	—	—
0,3	26	61	101	36	73
0,4	26	71	—	—	—
0,45	26	79	—	36	—
0,625	27	—	—	57	—



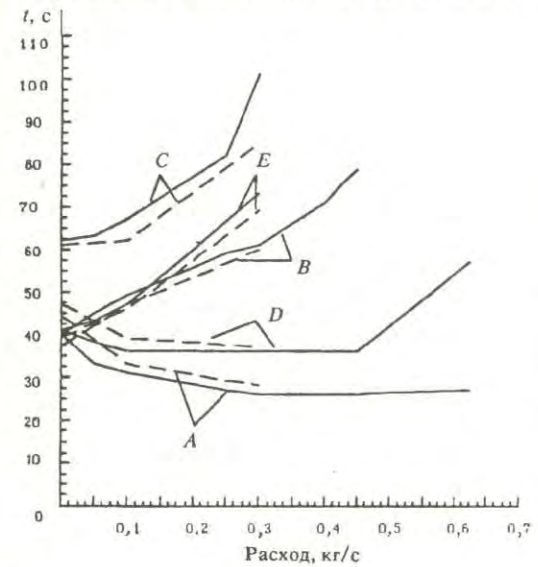
Р и с. 12. Эволюция суммарного уровня воды H в активной зоне: кривые A, C, D — скорость теплоносителя 0,001, 0,1, 0,3 кг/с соответственно с учетом влияния механизма пленочного стекания; кривая B — скорость теплоносителя 0,001 кг/с без учета влияния механизма пленочного стекания

Рис. 12 представляет собой график эволюции суммарного массового уровня воды в активной зоне, рассчитанного кодом SCDAP/RELAP5, для различных величин остаточного расхода теплоносителя. Величина уровня воды падает на порядок в течение первых двух секунд расчета.

При реальном распределении мощности между ТВК и графитовой кладкой — 95 и 5% от номинала соответственно — в стационарном режиме температура на графитовой кладке понижается примерно на 180 К, а температура на топливных стержнях повышается примерно на 50 К. При моделировании аварий, связанных с уменьшением расхода теплоносителя, как следствие такого изменения температур в стационаре, увеличивается время нагрева канальной трубы до 950 К (так как меньше нагрев канала со стороны графита), существенное ускорение реакции Zr—H_2O начинается в более ранний момент времени (рис. 13). При нулевом расходе теплоносителя начало существенного ускорения реакции Zr—H_2O опережает момент нагрева канальной трубы до 950 К примерно на 6—7 секунд в обоих кодах. В расчетах по коду RELAP5/Mod3 эти события по расчету наблюдались практически одновременно (см. ниже).

На рис. 14 изображены кривые эволюции температуры компонент активной зоны на уровне шестой аксиальной ячейки для реального распределения мощности между ТВК и графитовой кладкой. Сплошные линии относятся к коду ICARE2, пунктирные — к коду SCDAP/RELAP5.

Как видно из рис. 14, для малых расходов теплоносителя расчеты, проведенные по разным кодам, дают практически совпадающие результаты. Для больших величин расхода теплоносителя (например, 0,1 кг/с) наблюдается различие сначала в скорости роста температуры канальной трубы (в коде SCDAP/RELAP5 она более низкая, чем в коде ICARE2), а в дальнейшем (0,3 кг/с) и в скорости роста температуры оболочки стержня. Это связано, очевидно, с тем, что в коде SCDAP/RELAP5 конвективный



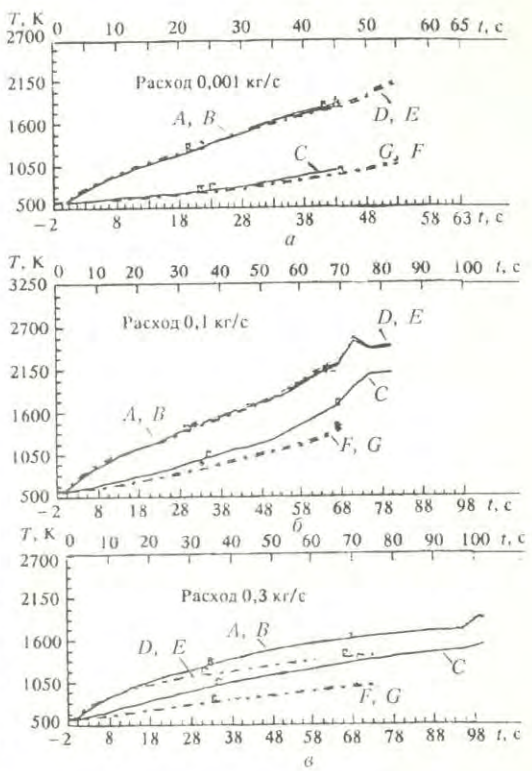
Р и с. 13. Зависимость времени разогрева канальной трубы до 950 К и времени эскалации реакции Zr—H_2O от скорости теплоносителя: сплошные кривые — 10% общей мощности в графите; пунктирные кривые — 5% общей мощности в графите. Кривые A, B, C соответствуют расчетам по коду ICARE2; кривые D, E — расчетам по коду SCDAP/RELAP5; кривые A (D) — время разогрева канальной трубы до 950 К; B (E) — время бурного развития реакции Zr—H_2O; кривая C — время начала плавления топливных оболочек

теплосъем двухфазной жидкостью много более эффективен, чем паром, моделируемым в ICARE2.

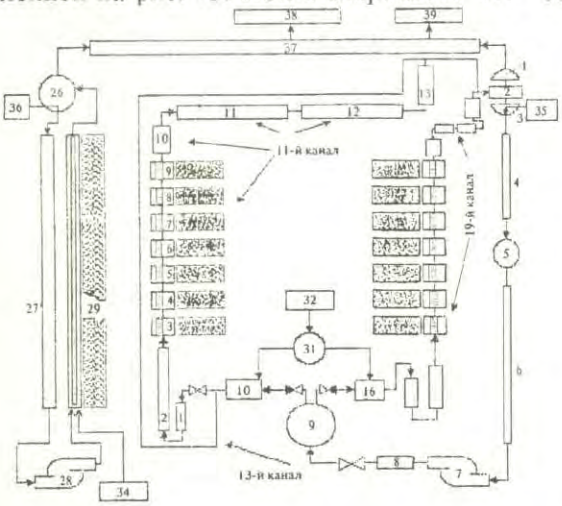
Сравнение расчетов, проведенных по обоим кодам, показывает, что тепловые модели, реализованные в кодах, примерно одинаковы, а различия в результатах существенным образом определяются реализацией гидродинамических моделей. Наличие двухфазной смеси в технологическом канале (в коде SCDAP/RELAP5) приводит к более эффективному охлаждению канальной трубы и оболочки топливного стержня. Осушение канала на изученном интервале расходов происходит за время порядка 2 с. Код SCDAP/RELAP5 позволяет более адекватно описать процессы конвективного теплосъема при ненулевых остаточных расходах, в то время как код ICARE2 представляет более широкие возможности по учету радиационного теплопереноса (определяющего ход аварии при «стоп расходе» или очень малых остаточных расходах $G < 0{,}02$).

Как отмечено выше, реальный разрыв ТК располагался на высоте 6 м и выше, максимальный интервал времени на разогрев ТК до разгерметизации трубы равен 42 с [4]. По расчетам с использованием кодов SCDAP/RELAP5 и ICARE2 это соответствует интервалу остаточных расходов 0,001—0,45 кг/с.

Расчет теплофизических процессов в технологическом канале с использованием теплогидравлического кода RELAP5/Mod3. Расчеты по программе RELAP5/Mod3 проводились с использованием нодализационной схемы, представленной на рис. 15. Петля аварийного ТК



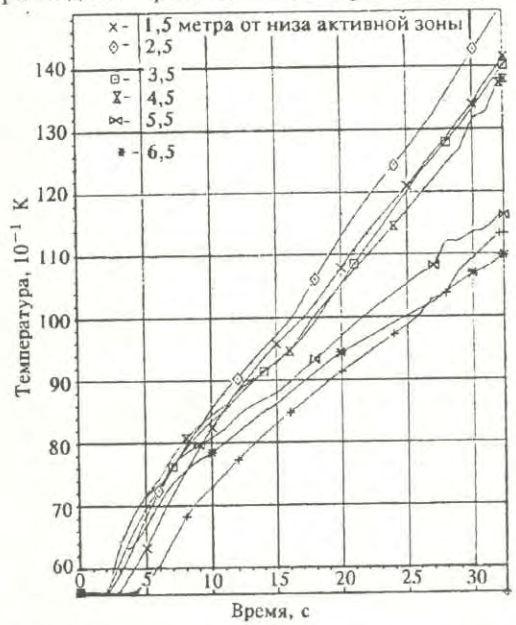
Р и с. 14. Эволюция температуры различных элементов канала без учета влияния механизма пленочного стекания при разной скорости подачи теплоносителя: сплошные линии *A*, *B*, *C* — ICARE2 код (оси x_1y_1); пунктирные линии *D*, *E*, *F*, *G* — SCDAP/RELAP5 код (оси x_2y_1). Кривые *A* (*D*) и *B* (*E*) описывают эволюцию температуры оболочек топливных стержней внутреннего и внешнего колец на высоте 3,85 м; кривая *C* — эволюцию температуры канальной трубы (код ICARE2), кривая *F* — эволюцию средней температуры канальной трубы (код SCDAP/RELAP5); кривая *G* — эволюцию температуры внутренней стороны канальной трубы (код SCDAP/RELAP5)



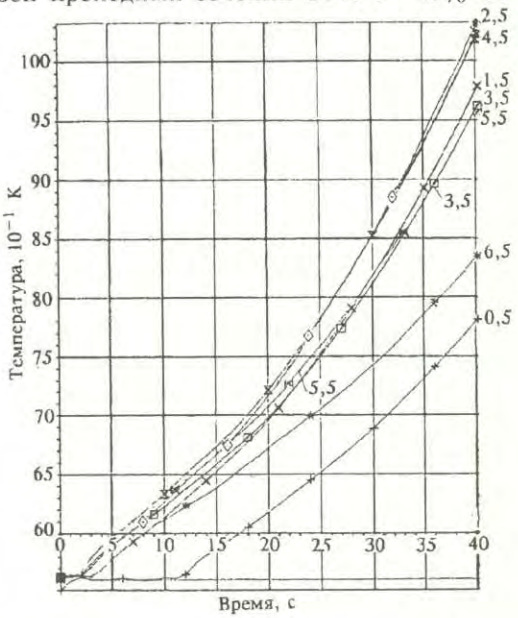
Р и с. 15. Нодализационная схема РБМК-1000

выделена в самостоятельную компоненту (11-й канал), остальные 40 ТК (средние по характеристикам) объединены в одну петлю (13-й канал). Также в одну петлю объединены каналы других РГК этой половины (19-й канал). Мощность аварийного канала принята 1,95 МВт, геометрические характеристики, в первую очередь степень закрытия ЗРК, соответствовали каналу средней мощности.

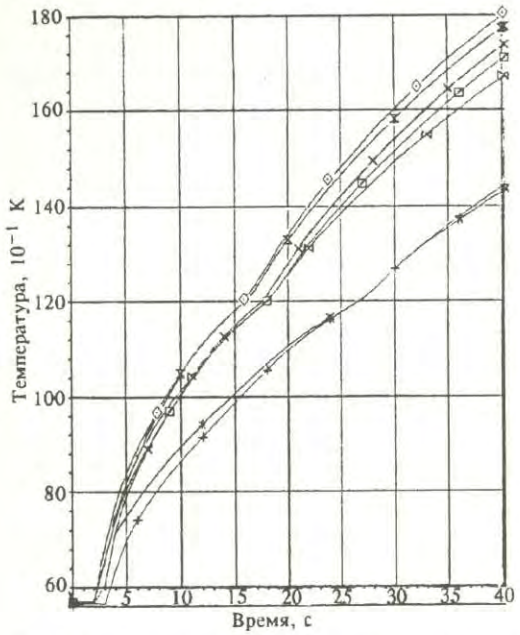
Были проанализированы аварийные ситуации как с полным перекрытием проходного сечения ЗРК — «стоп расход» ТК (рис. 16—18), так и с малыми остаточными расходами (рис. 19—24). Просчитан диапазон проходных сечений ЗРК 1—10% от



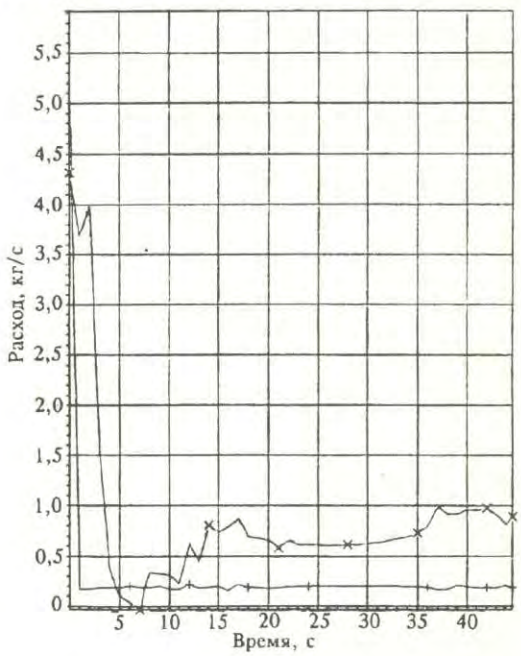
Р и с. 16. Распределение температур пара аварийного ТК; 1,95 МВт; РБМК-1000, стоп-расход ТК



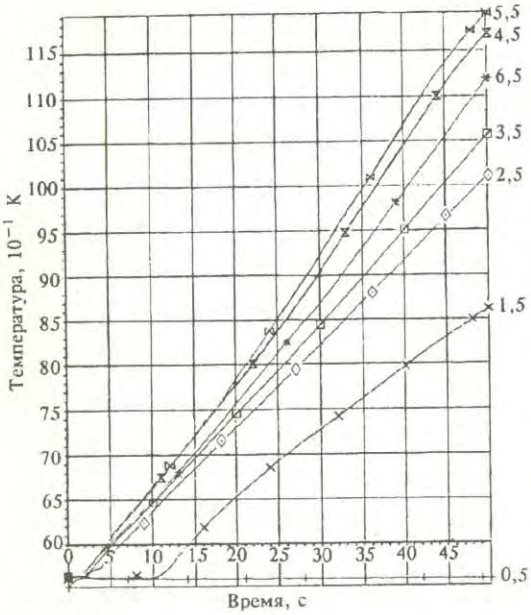
Р и с. 17. Распределение температуры трубы канала по высоте аварийного ТК; РБМК-1000, стоп-расход ТК ($G_{\text{вход}} = 0$)



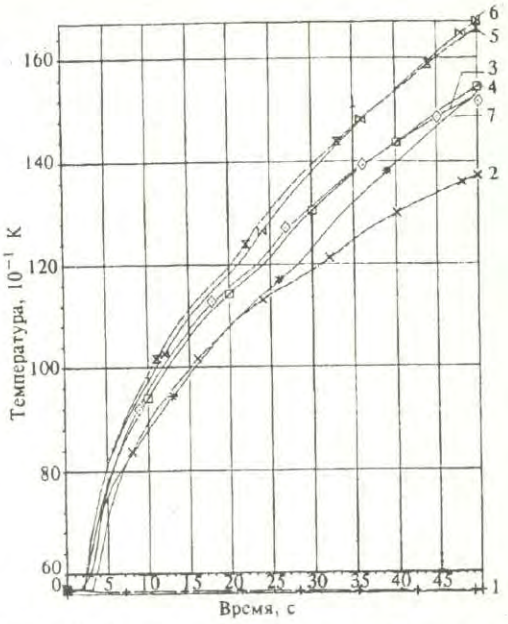
Р и с. 18. Распределение температур оболочек твэлов по высоте аварийного ТК; РБМК-1000, стоп-расход ТК ($G_{\text{вход}} = 0$)



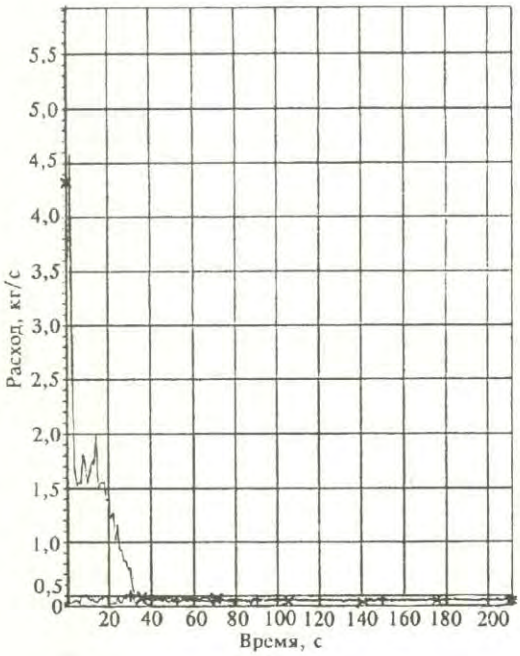
Р и с. 19. Расход на входе (+) и выходе (×) аварийного ТК; РБМК-1000, живое сечение ЗРК 2%



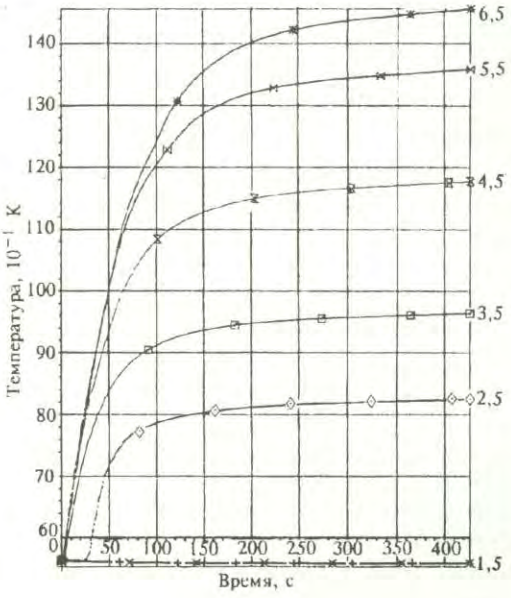
Р и с. 20. Распределение температуры трубы канала по высоте аварийного ТК; РБМК-1000, живое сечение ЗРК 2% (0,72 т/ч)



Р и с. 21. Распределение температур оболочек твэлов по высоте аварийного ТК; РБМК-1000, живое сечение ЗРК 2% (0,2 кг/с = 0,72 т/ч)

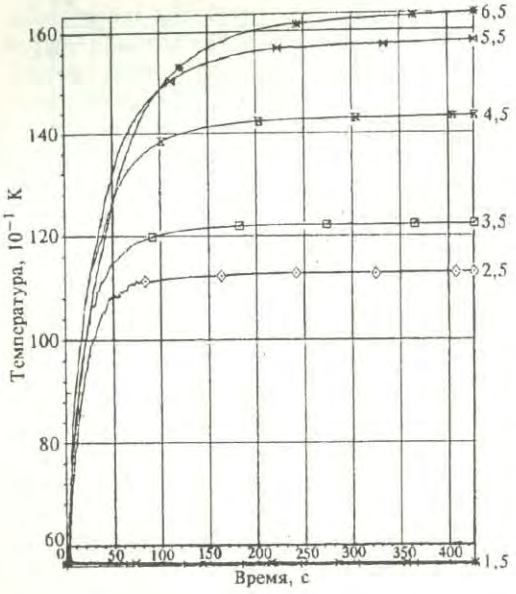


Р и с. 22. Расход на входе (+) и выходе (×) аварийного ТК; РБМК-1000, живое сечение ЗРК 5%

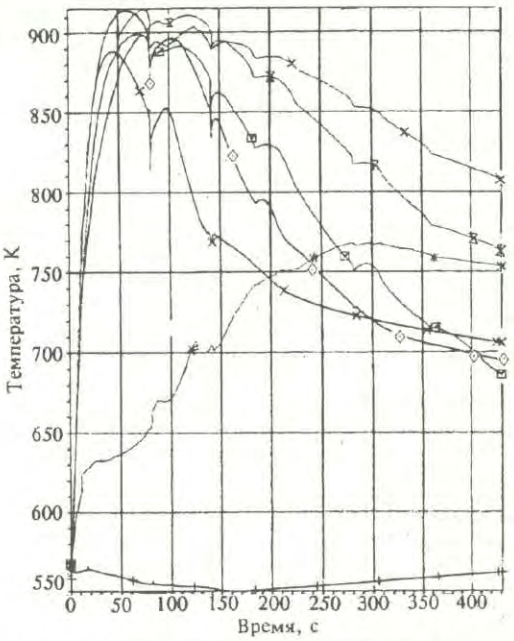


Р и с. 23. Распределение температуры трубы канала по высоте аварийного ТК; РБМК-1000, живое сечение ЗРК 5% (0,55 кг/с = 2 т/ч)

полного сечения с шагом 0,5%. Анализ результатов показал, что наиболее высокие температуры трубы ТК быстрее достигаются в аварийном режиме при перекрытии ЗРК до 2%, когда расход на входе в ТК составляет порядка 200 г/с (см. рис. 21). Расход на выходе из ТК несколько выше, так как за расчетный период не заканчивается выкипание воды в канале. Температура канальной трубы достигает 650 °С к 30-й секунде после аварийного сокращения расхода через ТК (рис. 25).



Р и с. 24. Распределение температуры оболочек твэлов по высоте аварийного ТК; РБМК-1000, живое сечение ЗРК 5% (2 т/ч)



Р и с. 25. Распределение температуры трубы канала по высоте аварийного ТК; РБМК-1000, живое сечение ЗРК 0,5% (БАЗ по СРВ), максимум энерговыделения внизу активной зоны — $G_{\text{т к}} \approx 100$ г/с

Расчет аварийного режима «стоп расход» ТК показал более низкие температуры канальных труб, 470 °С на 30-й секунде (см. рис. 18), что закономерно, так как не происходит дополнительного разогрева, вызванного конвективным теплоподводом от движущегося перегретого пара к трубе ТК.

Расчетные времена достижения значений температур ТК и соответствующие максимальные температуры оболочек твэлов для всех рассмотренных режимов сведены в табл. 4.

Т а б л и ц а 4. Характеристики РБМК при изменении температуры трубы ТК

Режим	Температура трубы ТК, °С					
	650		700		750	
	Время, с	$T_{\text{обол}}$	Время, с	$T_{\text{обол}}$	Время, с	$T_{\text{обол}}$
«Стоп расход» (без учета излучения)	За 35 с расчета температура ТК не достигла 650 °С					
«Стоп расход» (с учетом излучения)	34	1430	37	1480	39	1510
Сечение ЗРК, 2% (без учета излучения)	34	1220	39	1340	43,5	1430
Сечение ЗРК, 2% (с учетом излучения)	30	1110	33,5	1180	37	1230
Сечение ЗРК, 5% (без учета излучения)	42	1030	50	1110	56	1140
Сечение ЗРК, 5% (с учетом излучения)	40	990	45	1030	52	1060

Как видно из приведенных в табл. 4 результатов расчета, температура трубы ТК 650 °С (а при меньшей температуре разрушение ее маловероятно) достигается через 30 с, при 2%-ном сечении ЗРК (остаточный расход 0,2 кг/с — 3,5% от номинального расхода), к 35 с при «стоп расходе» и к 40 с при 5%-ном сечении ЗРК (9% от номинального расхода). Достижение более высоких температур трубы происходит в такой же последовательности режимов. Максимальные температуры трубы ТК при «стоп расходе» достигаются в середине активной зоны, а при расходах от 200 до 500 г/с вверху активной зоны.

Таким образом, в наиболее консервативном варианте (максимальная температура оболочек твэлов) следует принять:

— момент разрушения ТК через 30—40 с после снижения расхода через канал;

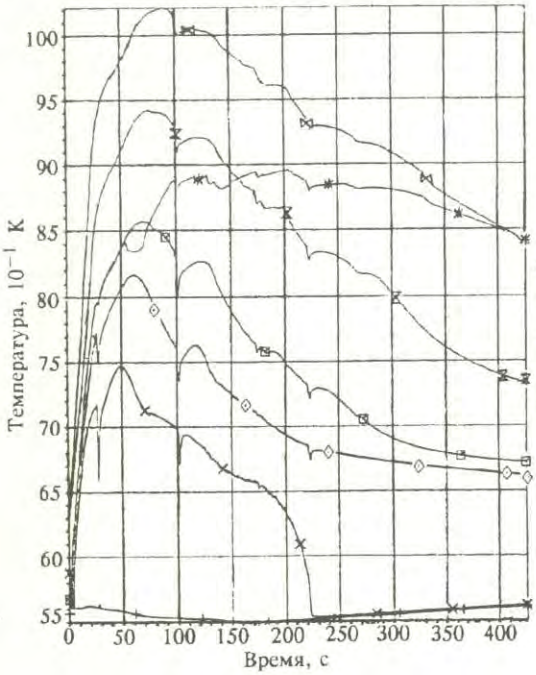
— величина остаточного расхода через ТК 200—500 г/с;

— температура оболочек внешнего ряда твэлов 1000—1200 °С (внутреннего ряда соответственно выше).

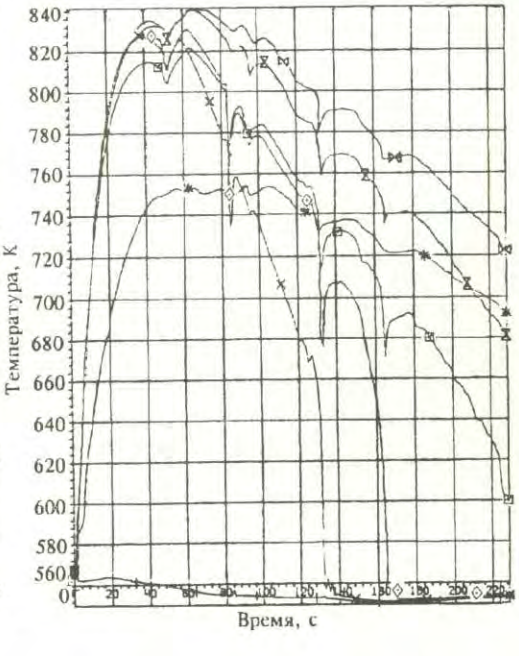
Заметим, что моделирование теплообмена излучением неоднозначно с точки зрения известной неопределенности коэффициентов черноты поверхностей ТК и твэлов и невозможности строгого учета реальной геометрии ТВС в рамках одномерной модели.

Расчет температур при условии срабатывания АЗ по сигналу СРВ. Одним из технических мероприятий, которое, возможно, способно предотвратить разрушение технологического канала при снижении расхода теплоносителя, является введение АЗ по сигналу сильного СРВ через ТК. Для выяснения эффективности этого мероприятия проведены расчеты аварийной ситуации со снижением расхода теплоносителя до примерно 200 г/с и 100 г/с через канал мощностью в 3 МВт и для полного прекращения расхода как для канала мощностью в 3 МВт, так и для канала мощностью 1,95 МВт. Для всех вариантов предполагалось, что АЗ срабатывает с задержкой в 5 с после СРВ.

Расчеты температурного режима трубы ТК при остаточном расходе теплоносителя 100 и 200 г/с для канала мощностью 3 МВт выполнены по программе RELAP5/Mod3. Рассматривались случаи различного высотного распределения энерговыделения при коэффициенте неравномерности $K_z = 1{,}4$. На рис. 25 приведены результаты расчета температуры трубы ТК для максимума энерговыделения на 2-м метре от низа активной зоны и расходе 100 г/с. В этом случае максимальная температура трубы ТК достигает 650 °С. При смещении максимума энерговыделения вверх активной зоны максимальная температура трубы возрастает (рис. 26). Расчет температурного режима трубы ТК при остаточном расходе 200 г/с показал, что температура трубы нигде не превосходит 650 °С для любого профиля высотного поля энерговыделения (рис. 27).



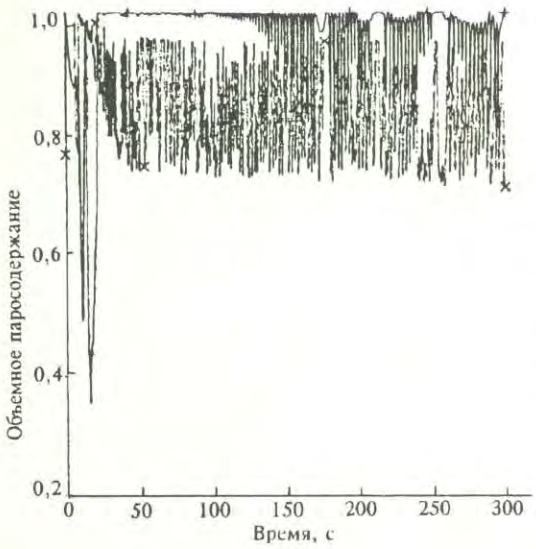
Р и с. 26. Распределение температуры трубы канала по высоте аварийного ТК; РБМК-1000, живое сечение ЗРК 0,1% (БАЗ по СРВ), максимум энерговыделения вверху, $G_{тк} \approx 100$ г/с



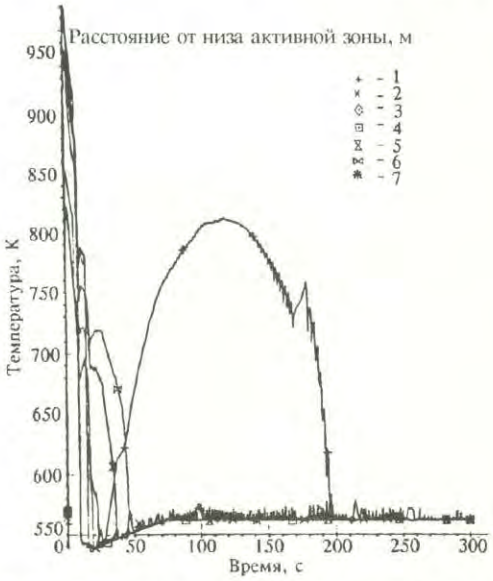
Р и с. 27. Распределение температуры трубы канала по высоте аварийного ТК; РБМК-1000, живое сечение ЗРК 2% (БАЗ по СРВ), $G_{тк} \approx 200$ г/с

Расчеты с полным прекращением расхода через ТК мощностью 3 МВт показали, что температура трубы ТК превосходит 650 °С, причем на длительное время. (При максимуме энерговыделения на 2-м метре от низа активной зоны максимум температуры ТК составляет 780 °С, температура трубы сохраняет значение выше 700 °С длительное время).

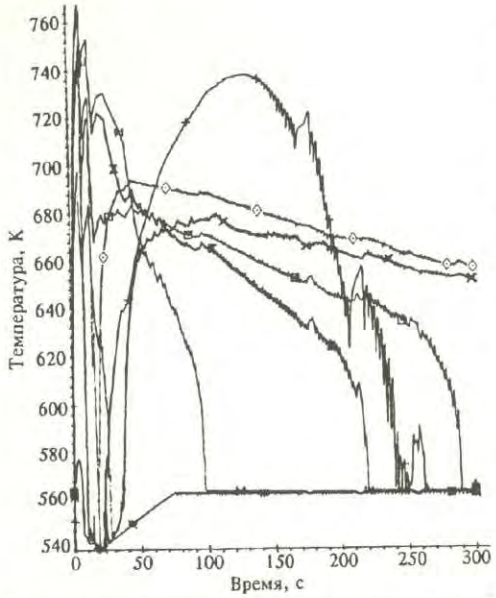
Результаты, полученные в расчетах по программе RELAP5/Mod3, весьма обнадеживающие. Пароводяная смесь, заливающаяся сверху. в аварийный ТК из барабана-сепаратора, достигает низа активной зоны (см. рис. 28) и эффективно снижает температуру оболочек твэлов (см. рис. 29) и трубы (см. рис. 30). Пик температур (в



Р и с. 28. Паросодержание на входе (+) и выходе (×) активной зоны; РБМК-1000, «стоп-расход» ТК, БАЗ — через 5 с



Р и с. 29. Распределение температуры оболочек твэлов по высоте; РБМК-1000, «стоп-расход» ТК, БАЗ — через 5 с



Р и с. 30. Распределение температуры трубы ТК по высоте; РБМК-1000, «стоп-расход» ТК, БАЗ — через 5 с. Условные обозначения те же, что на рис. 29

начальный период аварии, когда мощность еще велика) не превышает для оболочек твэлов 700 °С и для ТК 500 °С.

Таким образом, расчеты по RELAP5/Mod3 показали, что АЗ по сигналу СРВ может предотвратить (или снизить вероятность) разрушения ТК при снижении расхода теплоносителя через канал.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Картина аварии определяется, в основном, относительными остаточным расходом $\bar{G} = G/G_0$ и мощностью $\bar{N} = N/N_0$.

1. При больших $\bar{G} > 0{,}15$ и без срабатывания АЗ ($\bar{N} = 1$) перегрев пара на выходе невелик, закризисная теплоотдача сравнительно высока, но оболочки на-

пряженных твэлов перегреваются свыше 700—800 °С и их разгерметизация возможна в местах «пропуска» таблеток (местах потери устойчивости). Быстрое же разрушение канала в этих условиях маловероятно.

2. При малых остаточных расходах $\bar{G} < 0{,}01$—$0{,}02$ и $\bar{N} = 1$ перенос тепла с паром пренебрежим, картина близка к случаю «стоп расход» ($G = 0$) и максимум температур ТВС и трубы канала реализуется в сечении ТВС с максимальным тепловыделением (в середине по высоте). При этом важна адекватная оценка черноты оболочек твэлов и внутренней поверхности трубы канала, а также эффективного коэффициента теплопередачи через контактные кольца между ТК и графитовым блоком, которые подлежат опытному уточнению. Пароциркониевая реакция в этой области идет в условиях недостатка кислорода и ограничивается поступлением пара. Видимо, ее роль при $\bar{N} = 1$ невелика, но требует специального уточнения.

3. При $0{,}02 < \bar{G} < 0{,}15$ существен конвективный перенос тепла (водой и перегретым паром), который может привести к ускорению нагрева и разрушению трубы (при $\bar{G} < 0{,}05$) и замедлению нагрева и разрушению оболочек твэлов. При $\bar{G} < 0{,}05$ и температурах оболочки $T_{\text{обол}} > 1600$ К (при $\bar{N} = 1$) и $T_{\text{обол}} > 1300$ К (при $\bar{N} < 0{,}1$) существен учет излучения, пароциркониевой реакции, размеров исходной толщины пленки ZrO_2. При $\bar{G} > 0{,}03$—$0{,}05$ максимум температур канала достигается вблизи выхода перегретого пара из ТВС и там же вероятно его разрушение.

4. Прогнозируемая характерная температура разрушения трубы технологического канала при $\bar{N} = 1$ [5, 7] составляет 750—1000 °С. В результате выполненных расчетов получим, что эти температуры канальной трубы достигаются за 0,3—1 мин с начала аварии. За эти времена температуры оболочек ТВС могут достигнуть 1500—2000 °С. Степень разрушения ТВС и выход продуктов деления тем выше, чем дольше не разрушается ТК и не срабатывает АЗ.

5. Роль поступления воды сверху (противоток, барбатаж) существенна в случае сброса АЗ по сигналу СРВ. В этом случае температуры оболочек не сильно превышают среднюю температуру твэлов перед аварией и возможна лишь маломасштабная разгерметизация. Квазистационарная температура трубы технологического канала средней мощности находится ниже опасного предела быстрого разрушения. Вероятность разрушения ТК невелика.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Allison C.M.,, Johnson E.C. et al. SCDAP/RELAP5/MOD2 Code Manual, EG&G Idaho, INC., NURREG/GR-5273, EGG-2555, September, 1989.
2. Gonzalez R., Chatelars P., Jaco F. ICARE2 — a computer program for severe core damage analysis in LWRs. — Note technique semar 93/33. Cadarache, le 07/05/93.
3. **Доллежаль Н.А., Емельянов И.Я.** Канальный ядерный энергетический реактор. — Атомиздат, 1980.
4. **Анализ** причин и последствий разгерметизации канала 52-16 реактора блока 3 Ленинградской АЭС. Отчет по теме 1-00.05-03-01.91-1991К 001-116.
5. **Волков В.П. и др.** Полное аварийное прекращение расхода воды через ТВС РБМК. — Отчет ИАЭ им. Курчатова, инв. № 33/671485, 1985.
6. Fletcher C.D., Chambers R., Bolander M.A. Modeling and simulation of the Chernobyl-4 reactor under severe accident conditions. — EGG-SAR-7511, December 1986.
7. **Бурлаков Е.В. и др.** Анализ аварии на ЛАЭС 24.03.92. — Отчет РНЦ КИ, ИЯР, инв. № 33Р-07/57, 1992.

Статья после доработки поступила в редакцию 1 июня 1998 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 48—65.

УДК 621.039.524.44

ОБЪЕМНАЯ КОНДЕНСАЦИЯ В КОНТЕЙНМЕНТЕ ПРИ АВАРИЯХ НА ВВЭР С ПОТЕРЕЙ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

А.Г. Годизов, С.В. Канухина, Н.Н. Шаньгин,
ГНЦ РФ ФЭИ, 249020, Обнинск, Калужская обл., пл. Бондаренко, 1

Приведена физико-математическая модель объемной конденсации пара и эволюции радиоактивного аэрозоля в турбулизованной среде под защитной оболочкой ВВЭР при аварии с потерей теплоносителя.

VOLUMETRIC CONDENSATION IN THE CONTAINMENT IN THE EVENT OF A LOSS-OF COOLANT ACCIDENT AT A WWER. A.G. GODIZOV, S.V. KANUKHINA, N.N. SHAN'GIN. In given article quote physical and mathematical model of volume condensation vapour and transformation aerosols in turbulence media WWER containment.

Изучение микрофизических процессов, протекающих под замкнутой герметичной оболочкой ВВЭР при тяжелых авариях с потерей теплоносителя, необходимо для обеспечения безопасности АЭС и оценки вредных влияний аварии на окружающую среду в случае разгерметизации контейнмента.

В этой связи задача моделирования объемной конденсации становится актуальной, так как последняя оказывает существенное влияние на процессы, формирующие спектр радиоактивного аэрозоля и концентрированное поле водородсодержащей газовой смеси, способной к самовозгоранию. Знание процессов трансформации спектра радиоактивного аэрозоля необходимо для получения исходных данных к задаче о распространении радиоактивного загрязнения при раскрытии защитной оболочки ВВЭР.

Для полного описания эволюции среды в контейнменте достаточно знать временную и координатную зависимости полей плотностей воздуха $\rho_1(\vec{x}, t)$ и пара $C(\vec{x}, t)$, температуры $T(\vec{x}, t)$, функции распределения аэрозоля по размерам $f(\vec{x}, t, s)$ и скорости течения среды $\vec{V}(\vec{x}, t)$. Из-за несоизмеримости масштабов изменения спектра и термогидродинамических полей обычно используется прием замыкания системы уравнений, описывающих объемную конденсацию, модельными выражениями для различных моментов функции распределения частиц по размерам. При этом теряется информация о дифференциальных характеристиках аэрозоля. Кроме того, уравнения переноса газокапельной среды должны быть осреднены по турбулентным реализациям. Ниже приведем систему уравнений, описывающую стохастическую конденсацию в объеме защитной оболочки, полученную прямым расчетом турбулентных потоков в диффузионном приближении, линейном по пульсациям, в пренебрежении кинетической энергией потока по сравнению с внутренней и пульсациями плотности по сравнению с осредненной величиной, что допустимо при пульсационных скоростях, много меньших скорости звука. Аэрозольная компонента состоит из двух частей: ядер конденсации $n_1(\vec{x}, t)$ и капель $n(\vec{x}, t)$, отличающихся коэффициентами турбулентной диффузии для невесомой и инерционной компонент соответственно.

Уравнение переноса воздуха

$$\frac{\partial \overline{\rho}_1}{\partial \tau} + \frac{\partial}{\partial x_i} \overline{\rho}_1 \overline{V}_i - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial x_i} K_{ij} \frac{\partial \overline{\rho}_1}{\partial x_j} = 0. \tag{1}$$

Уравнение баланса влаги

$$\frac{\partial}{\partial t} (\overline{C} + \overline{P}) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{C} + \overline{P}) V_i - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial x_i} K_{ij} \frac{\partial \overline{C}}{\partial x_j} - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial x_i} K^*_{ij} \frac{\partial \overline{P}}{\partial x_j} = I. \tag{2}$$

Здесь $\overline{P}$ — водность; K_{ij} и K^*_{ij} — коэффициенты турбулентной диффузии для невесомой и инерционной составляющих смеси; I — сток водности за счет выметания капель каплями падающими.

Уравнение переноса водности

$$\frac{\partial \overline{P}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}\overline{P}\,V_i - \frac{1}{2}\frac{\partial}{\partial x_i}K_{ij}^{*}\frac{\partial \overline{P}}{\partial x_j} - \frac{\overline{C}-V}{\tau} + \frac{1}{2}\frac{\partial}{\partial x_i}K_{ij}\eta_j\frac{T_i}{2+\gamma_1\frac{T_L}{\tau}}\left(\frac{1}{2}+\frac{1}{2+\gamma_1\frac{T_L}{\tau}}\right)\frac{1}{\tau} -$$

$$-\left(\frac{8\pi D}{\rho_w}\right)^2\frac{\rho_w}{32\pi}K_{ij}\eta_i\eta_j\left(\frac{T_L}{2+\gamma_1\frac{T_L}{\tau}}\right)^2\frac{3+\gamma_1\frac{T_L}{\tau}}{1+\gamma_1\frac{T_L}{\tau}}\overline{R^{-1}f} = I. \qquad (3)$$

Уравнение переноса капель

$$\frac{\partial \overline{n}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}\overline{n}\,V_i - \frac{1}{2}\frac{\partial}{\partial x_i}K_{ij}^{*}\frac{\partial \overline{n}}{\partial x_j} = \Phi_1 + \Phi_2, \qquad (4)$$

где Φ_1 и Φ_2 — источник капель за счет активации ядер конденсации и сток за счет вымывания соответственно.

Уравнение переноса ядер конденсации

$$\frac{\partial \overline{n}_1}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}\overline{n}_1\,V_i - \frac{1}{2}\frac{\partial}{\partial x_i}K_{ij}\frac{\partial \overline{n}_1}{\partial x_i} = -\Phi_1\frac{\overline{n}_1}{\tau_1} + \psi_1, \qquad (5)$$

где ψ_1 — сток за счет вымывания.

Уравнение переноса тепла

$$\frac{\partial}{\partial t}(\overline{\rho}C_v\overline{T} - L\overline{P}) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\overline{\rho}C_v\overline{T} - LP)V_i - \frac{1}{2}\frac{\partial}{\partial x_i}K_{ij}\nu_j C_v\frac{\overline{\rho}}{\gamma_1} - \frac{\partial}{\partial x_i}K_{ij}\frac{\eta_j}{\gamma_1}\frac{L}{1+\gamma_1\frac{T_L}{\tau}} +$$

$$+\frac{\partial}{\partial x_i}\left\{(R_1\overline{\rho}_1 + R_v\overline{C})\left(\overline{T}V_i - \frac{1}{2}K_{ij}\frac{\nu_j}{\gamma_1} - \frac{L}{C_v\overline{\rho}}\frac{1}{\gamma_1}K_{ij}\eta_j\frac{1}{2+\gamma_1\frac{T_L}{\tau}}\right)\right\} = 0. \qquad (6)$$

Плотность смеси

$$\overline{\rho} = \overline{\rho}_1 + \overline{C} + \overline{P}, \qquad (7)$$

где T_L — лагранжев временной масштаб турбулентности; L — скрытая теплота конденсации пара; C_v — удельная теплоемкость смеси; R_1 и R_v — газовые постоянные воздуха и пара.

$$\tau^{-1} = 4\pi D\overline{rf} \qquad (8)$$

— время фазовой релаксации пара. $\overline{Af} = \int_0^\infty Afdr$ — среднее по спектру значение величины A, $\int_0^\infty fdr = n$. Введены также сокращенные обозначения:

$$\gamma_1 = 1 + \frac{L^2}{C_v R_v T^2}\frac{m(T)}{\rho}, \qquad (9)$$

где $m(T)$ — равновесная плотность пара над плоской поверхностью чистой воды.

Напишем следующие уравнения:

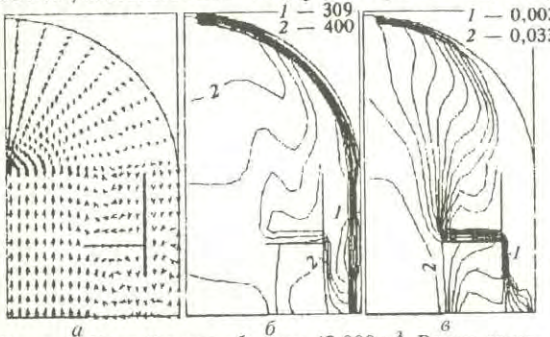
$$\nu_i(\vec{x}, t) = \frac{\partial \overline{T}}{\partial x_i} + \frac{L}{\overline{\rho}C_v}\frac{\partial \overline{C}}{\partial x_i} + \frac{1}{\overline{\rho}C_v}\frac{\partial}{\partial x_i}[(\overline{\rho}_1 R_1 + R_v)\overline{T}]; \qquad (10)$$

$$\eta_i(\vec{x}, t) = \frac{Lm}{R_v T^2}\left\{\frac{\partial \overline{T}}{\partial x_i} + \frac{1}{\overline{\rho}C_v}\frac{\partial}{\partial x_i}[(\overline{\rho}_1 R_1 + \overline{C}R_v)\overline{T}]\right\} - \frac{\partial \overline{C}}{\partial x_i}. \qquad (11)$$

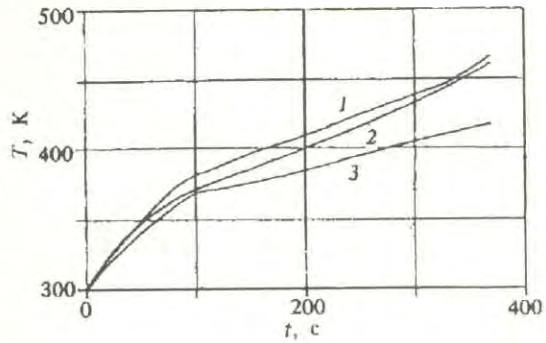
Представленная математическая модель объемной конденсации была добавлена к математической модели, положенной в основу кода КУПОЛ-2D*, предназначенного для теплогидродинамического расчета подкупольной части контейнмента. Контейнмент представляет собой полый цилиндр со сферической крышкой, поэтому математическая модель, реализованная в новой версии кода КУПОЛ-2D, состоит из системы нестационарных уравнений в частных производных эллиптического типа, записанных в цилиндрической и сферической системах координат.

Система уравнений состоит из шести уравнений переноса пассивной примеси, решаемых для кислорода и азота, воздуха, пара, водности и счетных концентраций капель и ядер конденсации; уравнений движения в естественных переменных; уравнения нестационарного давления газа (предполагается, что «облако частиц» давления не создает); уравнения для поправки давления к UVP-системе; уравнения для температуры газа, уравнений переноса для k—ε модели турбулентности и уравнений неразрывности для газа и смеси.

Результаты одного из предварительных расчетов, в котором сток водности, капель и ядер конденсации за счет отставания крупных капель от несущего потока и осаждения мелких частиц на крупные положен равным нулю, представлены на рис. 1. В гермообъем, заполненный воздухом при температуре 300 К, в отверстие в нижнем основании входит струя пара со скоростью 1 м/с и температурой 350 К. Предполагается, что ядра конденсации всегда имеются в гермообъеме и распределены равномерно с начальной счетной концентрацией 10^{14} штук/м^3. На рис. 1 изображены результаты расчета в момент времени 90 с от начала расчета. Затесненность контейнмента внутренними помещениями моделируется горизонтальной и вертикальной перегородками, на которых ставятся граничные условия. На рис. 1, *а* изображена картина течения (векторы скорости) и видны, по крайней мере, три вихря (в сферической части, под перегородкой и в кольцевом зазоре).



Р и с. 1. Контейнмент объемом 42 000 м^3. Время от начала процесса 90 с, скорость на входе 1 м/с, начальная температура 300 К: *а* — картина течения; *б* — изолинии температуры, температура входящей струи пара; *в* — изолинии водности

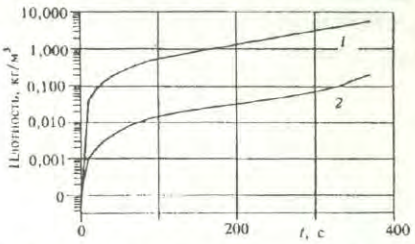


Р и с. 2. Зависимость средней температуры газа в гермообъеме от времени: *1* — расчет по коду КУПОЛ-2Д с применением модели объемной конденсации; *2* — без использования объемной конденсации; *3* — температура насыщения

В этот момент времени уже началась конденсация пара на холодной стенке защитной оболочки контейнмента, что видно по изолиниям температуры на рис. 1, *б* и излому средних по гермообъему температур в районе 100 с на рис. 2. Максимальные изолинии температуры на рис. 2 объясняются не только работой сжатия (субстанциональная производная от давления в источниковом члене в уравнении для температуры), но и процессами конденсации пара и появлением водности, что также видно на рис. 2, на котором средняя температура в гермообъеме без уче-

*Ефанов А.Д., Канухина С.В., Шаньгин Н.Н. Теплогидродинамический расчет подкупольной части контейнмента. — Тепломассообмен, 1996, т. 9, ч. 2.

та модели объемной конденсации, но при прочих равных условиях лежит ниже (кривая *3*), чем кривая, соответствующая расчету с учетом модели объемной конденсации (кривая *1*). Изолинии водности (плотности сконденсированной влаги) изображены на рис. 1, *в*, где видно, что изолинии водности, хотя и сносятся конвекцией вниз по потоку, но подпитываются входящей струей пара и ядрами конденсации, которые входят вместе со струей пара. Зависимости средних по объему плотности пара (кривая *1*) и водности (кривая *2*) от времени от начала процесса изображены на рис. 3.



Р и с. 3. Зависимость средней плотности пара (кривая *1*) и средней водности (кривая *2*) от времени

Вообще говоря, вся информация о микрофизических процессах, связанных с трансформацией физико-химических свойств аэрозоля и его транспортом, может быть получена из кинетического уравнения для функции распределения частиц по размерам.

Ввиду громоздкости полной системы уравнений приведем лишь уравнение для спектра аэрозоля по размерам $f(\vec{x}, t, s)$

$$\frac{\partial \overline{f}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}\overline{f}\overline{V}_i + \frac{\partial}{\partial x_i}\langle f' V'\rangle + \frac{\partial}{ds}\overline{\dot{s}}\,\overline{f} + \frac{\partial}{\partial s}\langle \overline{\dot{s}}\, f\rangle = I + St. \tag{12}$$

Сложность численного решения полной системы уравнений, включающей спектральное уравнение, связана не только с объемностью задачи, но и с существенным отличием масштаба микрофизических и макрогазодинамических процессов в атмосфере контейнмента. Реально модель с кинетическим уравнением можно решить на базе газодинамической модели в сосредоточенных параметрах. Уравнения переноса в этом случае следует осреднить по объему, что сведет кинетическое уравнение к одномерному диффузионному уравнению с диффузией аэрозоля в пространстве размеров. Введение дополнительно одномерного уравнения незначительно усложняет модель, а информация об эволюции аэрозоля существенно возрастает. Знание спектра аэрозоля к моменту основного выброса из контура продуктов деления позволит корректно описать распространение и трансформацию продуктов деления в объеме герметичной оболочки.

После интегрирования и осреднения по объему уравнение для спектра превращается в уравнение диффузии в пространстве размеров

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \alpha_1 \frac{\partial f}{\partial s} + \alpha_2 \frac{\partial^2 f}{\partial s^2} = I' + St'. \tag{13}$$

Численное решение уравнения (13) не представляет трудностей. Основная проблема связана с физической интерпретацией коэффициентов α_1 и α_2 и определением их вида. Уравнение (13) получено осреднением по объему контейнмента уравнения (12) в предположении мультипликативности функции распределения $f(\vec{x}, s)$. В этом случае коэффициент α_1 имеет смысл эффективной скорости роста отдельной капли, осредненной по объему, т.е. осредненной по всем возможным в объеме контейнмента локальным значениям термогидродинамических полей. Поэтому α_1 можно представить в виде

$$\alpha_1 = \frac{8\pi D}{\rho_v}(C - m(T))\,\alpha_{\exp}(T). \tag{14}$$

C и T рассчитываются, а $\alpha_{\exp}(T)$ может быть получена из экспериментальных кривых для средней по объему водности.

Аналогично, α_2 представляет эффективный коэффициент диффузии в пространстве размеров

$$\alpha_2 = K_{tr}\beta_{exp}(T). \qquad (15)$$

Константа β_{exp} может быть связана с дисперсией спектра частиц по размерам.

В настоящий момент разрабатывается полуэмпирическая модель, которая позволит замкнуть систему обыкновенных дифференциальных уравнений, включающую уравнение (13). Перспективность такого подхода окончательно определится после численной реализации модели и возможности получения замыкающих экспериментальных данных.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основании разработанной модели пространственной объемной конденсации получены предварительные расчетные данные по распределению водности и капель в объеме герметичной оболочки при аварии с разрывом трубопровода.

Представляется перспективной разработка математической модели для спектра аэрозоля в сосредоточенных параметрах применительно к описанию процессов тепломассопереноса в контейнменте при тяжелых авариях на АЭС.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 1997 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 66—70.

ВИБРАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ

УДК 533.6.013

ГИДРОДИНАМИЧЕСКИ СВЯЗАННЫЕ КОЛЕБАНИЯ КОНЦЕНТРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК С ПУЧКАМИ СТЕРЖНЕЙ ИЛИ ТРУБ

В.С. Федотовский, Ю.П. Прохоров, Т.Н. Верещагина,
ГНЦ РФ ФЭИ, 249030, Обнинск, Калужская обл., пл. Бондаренко, 1

Рассмотрена задача о колебаниях системы нескольких концентрических оболочек цилиндрической формы, пространство между которыми заполнено жидкостью. На основе континуального подхода решена также задача о колебаниях цилиндрической оболочки, заполненной жидкостью с пучком упругих стержней.

VIBRATION OF SOME CONCENTRIC CYLINDRICAL SHELLS CONTENTS LIQUID WITH A BUNCH OF RODS. V.S. FEDOTOVSKY, U.P. PROKHOROV, T.N. VERESHAGINA. Analitical models of some concentrik cylindrical shells submerged in fluid and a cylindrical shell involving in liquid with a bunch of rods are discussed. The results of numerical calculation are obtained.

Корпуса и внутрикорпусные устройства реакторов и теплообменные аппараты представляют собой системы упругих оболочек, заполненные жидкостью с пучками стержней или труб различной конфигурации. При вибрации таких гидроупругих систем жидкость-теплоноситель обусловливает инерционную связь всех элементов и делает сложную колебательную систему гидродинамически связанной.

Ранее авторами была рассмотрена колебательная система, состоящая из двух однородных цилиндрических концентрических оболочек постоянной толщины, пространство между которыми заполнено вязкой несжимаемой жидкостью [1]. При колебаниях оболочек в жидкости возникает движение, обусловливающее их гидродинамическую связь. Эта связь проявляется в том, что колебания оболочек становятся зависимыми друг от друга. При колебаниях оболочек с одной полуволной по образующей ($m = 1$), когда на торцах имеются непроницаемые поверхности (крышка и днище), движение жидкости в зазоре между оболочками будет зависеть только от радиальных скоростей оболочек именно в этом сечении; таким образом, для определения характеристик ко-

лебаний связанной системы оболочек при $m = 1$ достаточно рассмотреть плоскую двумерную задачу о колебаниях бесконечно протяженных оболочек с постоянным смещением вдоль образующих.

В предположении, что форма колебаний оболочек с жидкостью сохраняется такой же, как в отсутствие жидкости, задача о колебании двух концентрических оболочек с жидкостью в зазоре между ними сводится к решению системы уравнений Лагранжа, в которых инерционные и вязкостные свойства жидкости учтены с помощью матриц коэффициентов присоединенных масс и гидродинамического демпфирования.

Форму изгибных колебаний оболочек зададим в виде

$$X_{1,2} = C_{1,2} \sin \frac{m\pi z}{L} \cos n\theta e^{j\omega t}, \tag{1}$$

где $X_{1,2}$ — смещение оболочек в радиальном направлении; m — число полуволн по образующей; z — координата вдоль оси оболочек; n — число волн по окружной координате θ; ω — частота колебаний. Система уравнений движения имеет вид

$$\begin{vmatrix} M_1 + m_1 & m_{12} \\ m_{12} & M_2 + m_2 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \ddot{X}_1 \\ \ddot{X}_2 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} \xi_{11} & \xi_{12} \\ \xi_{12} & \xi_{22} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} \omega_1^2 M_1 & 0 \\ 0 & \omega_2^2 M_2 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} X_1 \\ X_2 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} F_1 \\ F_2 \end{vmatrix}, \tag{2}$$

где $M_{1,2}$ — приведенные массы оболочек, отнесенные к единице длины; m_1, m_2, m_{12} — коэффициенты присоединенных масс жидкости в зазоре между оболочками; $\xi_{i,j}$ — коэффициенты демпфирования, обусловленные диссипативными потерями в материале оболочек и в жидкости; $F_{1,2}$ — внешние силы, распределенные по поверхности оболочек в соответствии с рассматриваемой формой колебаний. В предположении нерастяжимости оболочек [1]

$$M_1 = \rho\pi R_1 h_1 \frac{n^2 + 1}{n^2}; \; M_2 = \rho\pi R_2 h_2 \frac{n^2 + 1}{n^2}, \tag{3}$$

где ρ — плотность материала оболочек; R_1, R_2 — радиусы оболочек; h_1, h_2 — толщины оболочек. Коэффициенты присоединенных масс для цилиндрических оболочек, полученные из решения уравнения Лапласа для движения жидкости в зазоре, имеют вид [1]

$$m_1 = \pi\rho_{ж} R_1^2 \frac{\left(1 + \dfrac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)}{n\left(1 - \dfrac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)}; \; m_{12} = -2\pi\rho_{ж} \frac{R_1 R_2 \dfrac{R_1^n}{R_2^n}}{n\left(1 - \dfrac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)}; \; m_2 = m_1 \left(\frac{R_2}{R_1}\right)^2. \tag{4}$$

Если внутренняя оболочка заполнена жидкостью, то к m_1 следует добавить присоединенную массу этой жидкости

$$m_1' = \pi\rho_{ж} R_1^2 (1/n). \tag{4а}$$

Если жидкость окружает систему оболочек, то к m_2 добавляется слагаемое $m_2' = \pi\rho_{ж} R_2^2 (1/n)$, где $\rho_{ж}$ — плотность жидкости.

Диссипативные потери в рассматриваемой системе определяются внутренним трением в материале оболочек (конструкционным демпфированием) и диссипативными потерями в жидкости. Исходя из известных рекомендаций по конструкционному демпфированию в тонкостенных конструкциях [2], примем, что тангенс угла потерь $\mathrm{tg}\varphi = 0{,}01$. Тогда коэффициент конструкционного демпфирования колебаний оболочек запишем в виде постоянной величины для каждой из оболочек $\xi_{1,2}^k = \omega_{1,2} M_{1,2} \mathrm{th}\varphi$.

Как показано в [1], диссипативные потери в жидкости можно разделить на потери в области потенциального течения и в пограничных слоях. Расчеты показывают, что потери в пограничных слоях много больше потерь в потенциальной области течения, поэтому последними мы пренебрегаем. Тогда коэффициенты матрицы гидродинамического демпфирования, обусловленного присутствием жидкости в зазоре между оболочками, зависящие от свойств жидкости, формы и частоты колебаний, могут быть вычислены по формулам [1]:

$$\zeta_1 = \frac{2\frac{\eta}{\delta}\pi}{\left(1-\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)^2}\left\{R_1\left[\left(1+\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)+\frac{1}{n}\left(1+\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)\right]^2 + 4R_2\left(\frac{R_1^{n-1}}{R_2^{n-1}}\right)^2\right\}; \tag{5}$$

$$\zeta_{12} = -\frac{4\frac{\eta}{\delta}\pi}{\left(1-\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)^2}\left\{R_1\frac{R_1^{n-1}}{R_2^{n-1}}\left[\left(1+\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)+\frac{1}{n}\left(1-\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)\right]+ R_2\frac{R_1^{n+1}}{R_2^{n+1}}\left[\left(1+\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)-\frac{1}{n}\left(1-\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)\right]\right\}; \tag{6}$$

$$\zeta_2 = \frac{2\frac{\eta}{\delta}\pi}{\left(1-\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)^2}\left\{4R_1\left(\frac{R_1^{n-1}}{R_2^{n-1}}\right)^2 + R_2\left[\left(1+\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)-\frac{1}{n}\left(1-\frac{R_1^{2n}}{R_2^{2n}}\right)\right]^2\right\}. \tag{7}$$

Дополнительное гидродинамическое демпфирование, обусловленное наличием жидкости внутри оболочки или жидкости, окружающей внешнюю оболочку, определяется коэффициентами $\zeta_1' = 2\pi(\eta/\delta)R_1(1-1/n)^2$ и $\zeta_2' = 2\pi(\eta/\delta)R_2(1+1/n)^2$, где η — динамическая вязкость жидкости; $\delta = \sqrt{2\eta/\rho\omega}$ — толщина пограничного слоя, ω — частота колебаний оболочек по какой-либо форме. Для пустых свободно опертых оболочек собственные частоты колебаний определяются по формуле [3]

$$\omega^2 = \left[(k_1^2+k_2^2)^2 + \frac{k_1^4 k_0^4}{(k_1^2+k_2^2)^2}\right]\left(\frac{D}{\rho h}\right), \tag{8}$$

где $k_1 = m\pi/L$; $k_2 = 2n\pi/R$; $k_0 = (Eh/DR^2)^{1/4}$; $D = Eh^3/12(1-\nu^2)$ — цилиндрическая жесткость оболочек; E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуассона.

Рассмотрим вынужденные колебания гидродинамически связанной системы двух оболочек. Пусть возбуждающая нагрузка приложена к внутренней оболочке ($F_1 = F_0 2\pi R_1 \cos n\theta\, e^{i\omega t}$; $F_2 = 0$). Отыскивая решение в виде $X_1 = C_1 2\pi R_1 \cos n\theta\, e^{i\omega t}$, $X_2 = C_2 2\pi R_2 \cos n\theta\, e^{i\omega t}$, получим уравнения для амплитуд:

$$\begin{aligned} C_1[-(M_1+m_1)\omega^2 + i\zeta_1\omega + \Omega_1^2 M_1] + C_2\left[-m_{12}\omega^2 + i\zeta_{12}\omega\right] &= F_1; \\ C_1\left[-m_{12} + i\zeta_{12}\omega\right] + C_2\left[-(M_2+m_2)\omega^2 + i\zeta_2\omega + \Omega_2^2 M_2\right] &= 0. \end{aligned} \tag{9}$$

Приравнивая определитель нулю, получим биквадратное уравнение, решение которого дает для каждого числа волн n по две собственные частоты колебаний связанной системы с демпфированием.

$$\Omega_{1,2}^2 = \left\{\left[\omega_1^2 M_1(M_2 + m_2) + \omega_2^2 M_2(M_1 + m_1) + \zeta_1\zeta_2 - \zeta_{12}^2\right] \pm \right.$$

$$\pm \sqrt{\left[\omega_1^2 M_1(M_2 + m_2) + \omega_2^2 M_2(M_1 + m_1) + \zeta_1\zeta_2 - \zeta_{12}^2\right]^2} - \ldots \qquad (10)$$

$$\left. \ldots - 4\omega_1^2\omega_2^2 M_1 M_2\left[(M_1 + m_1)(M_2 + m_2) - m_{12}^2\right]\right\} \Big/ 2\left[(M_1 + m_1)(M_2 + m_2) - m_{12}^2\right].$$

Выражения для коэффициентов динамичности оболочек при внешней силе, приложенной к внутренней оболочке, имеют вид

$$\lambda_1^{(1)} = \frac{X_1(\omega)}{X_1(\omega = 0)} = \left[\frac{\left(\omega_1^2 M_1\right)^2 \left\{\left[\omega_2^2 M_2 - (M_2 + m_2)\omega^2\right]^2 + \omega^2\zeta_2^2\right\}}{D_0}\right]^{1/2}, \qquad (11)$$

где

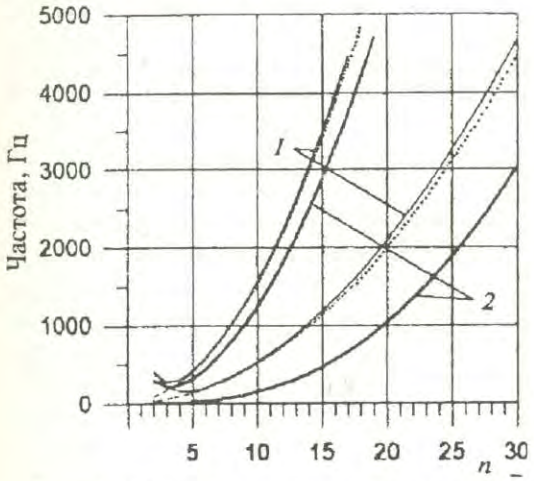
$$D_0 = \left\{\left[(M_1 + m_1)(M_2 + m_2) - m_{12}^2\right]\omega^4 - \right.$$

$$- \left[\omega_1^2 M_1(M_2 + m_2) + \omega_2^2 M_2(M_1 + m_1) + \zeta_1\zeta_2 - \zeta_{12}^2\right]\omega^2 + \omega_1^2\omega_2^2 M_1 M_2\Big\}^2 + \qquad (12)$$

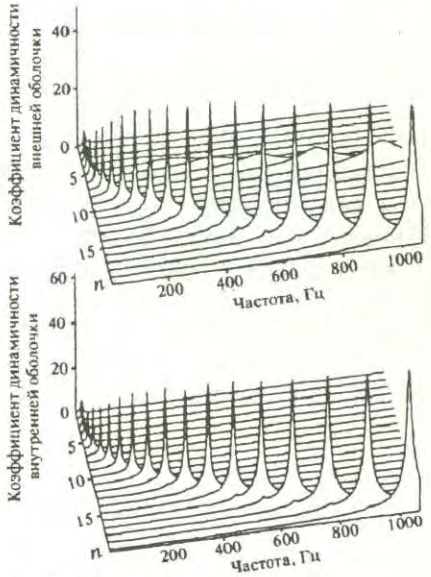
$$+ \omega^2\left\{\left[\zeta_1(M_2 + m_2) + \zeta_2(M_1 + m_1) - 2\zeta_{12}m_{12}\right]\omega^2 + \left(\zeta_1\omega_2^2 M_2 + \zeta_2\omega_1^2 M_1\right)\right\}^2;$$

$$\lambda_2^{(1)} = \frac{X_2(\omega)}{X_2(\omega = 0)} = \left[\frac{\left(\omega_2^2 M_2\right)^2 \left\{m_{12}^2\omega^4 + \zeta_{12}^2\omega^2\right\}}{D_0}\right]^{1/2}. \qquad (13)$$

Для двух стальных оболочек (модуль упругости $E = 2 \cdot 10^{11}$ Н/м^2) различной толщины (внутренняя — тонкая, толщина $h = 0{,}01$ м, радиус 0,7 м; внешняя — толстая, толщина $h = 0{,}03$ м, зазор между оболочками 0,005 м), погруженных в безграничную жидкость, рассчитаны дисперсионные кривые (рис. 1). Тонкими линиями нанесены собственные частоты колебаний пустых оболочек. Рассчитаны также коэффициенты динамичности по ускорению (рис. 2) для внешнего воздействия, приложенного к внутренней оболочке при различных формах колебаний (число волн в окружном направлении n изменяется от 2 до 20).



Р и с. 1. Собственные частоты колебаний системы двух оболочек разной толщины: *1* — собственные частоты пустых оболочек; *2* — собственные частоты связанных колебаний; пунктир — приближение плоских пластин



Р и с. 2. Динамика системы двух оболочек разной толщины при гармоническом воздействии

Полученная система уравнений может быть распространена на случай произвольного числа оболочек, зазоры между которыми могут быть заполнены, вообще говоря, различной жидкостью. Для концентрических оболочек имеем следующую систему уравнений:

$$(M + m_{ж})\ddot{X} + \zeta\dot{X} + \omega^2 MX = F, \tag{14}$$

где $M = \begin{pmatrix} M_1 & . & . & 0 \\ . & M_2 & . & . \\ . & . & . & . \\ 0 & . & . & M_n \end{pmatrix}$ — матрица приведенных масс оболочек, отнесенных к единице длины оболочек;

$m_{ж} = \begin{pmatrix} m_{11} & m_{12} & . & . & . \\ m_{21} & m_{22} & m_{23} & . & 0 \\ . & m_{32} & m_{33} & . & . \\ . & . & . & . & m_{n-1n} \\ 0 & . & . & m_{nn-1} & m_{nn} \end{pmatrix}$ — трехдиагональная матрица коэффициентов присоединенных масс;

$\zeta = \begin{pmatrix} \zeta_{11} & \zeta_{12} & . & . & . \\ \zeta_{21} & \zeta_{22} & \zeta_{23} & . & 0 \\ . & \zeta_{32} & \zeta_{33} & . & . \\ . & . & . & . & \zeta_{n-1n} \\ 0 & . & . & \zeta_{nn-1} & m_{nn} \end{pmatrix}$ — трехдиагональная матрица коэффициентов гидродинамического демпфирования;

$X = \begin{pmatrix} x_1 \\ x_2 \\ . \\ . \\ x_n \end{pmatrix}$ — столбец смещений; $F = \begin{pmatrix} F_1 \\ F_2 \\ . \\ . \\ F_n \end{pmatrix}$ — столбец внешних сил.

Здесь каждый коэффициент присоединенных масс и гидродинамического демпфирования является суммой двух слагаемых, отвечающих свойствам жидкости, заполняющей внутренний (e) и внешний (i) зазоры по отношению к данной оболочке: $m_{ii} = m_{ii}^{i} + m_{ii}^{e}$; $\zeta_{ii} = \zeta_{ii}^{i} + \zeta_{ii}^{e}$.

Приближение бесконечно длинной оболочки справедливо для форм колебаний с $m = 1$ или для оболочек, длина которых L много больше их радиуса. Если же длина оболочек соизмерима с радиусом, то для $m > 1$ движение жидкости в зазоре нельзя считать плоским и вышеприведенное решение не будет справедливым. Однако при больших m и n для тонких оболочек с зазором, много меньшим радиуса оболочек, можно воспользоваться решением задачи о колебаниях плоскопараллельных пластин размером $2\pi R \times L$ с граничными условиями Навье и с целым числом волн по окружному направлению. В прямоугольных координатах изгибные колебания пластин можно записать в виде

$$X_i = C_i \sin\frac{m\pi z}{L} \sin\frac{ny}{R_i} e^{j\omega t}, \tag{15}$$

где i — номер пластины, оси z и y направлены соответственно вдоль и поперек пластин, ось x — перпендикулярно плоскости пластин. Собственные частоты колебаний i-й пластины определяются формулой $\omega_i^2 = k_i^4 (D/\rho h_i)$, где $k_i^2 = (m\pi/L)^2 + (n/R_i)^2$ —

квадрат волнового числа, D — цилиндрическая жесткость пластины толщиной h. Коэффициенты присоединенных масс и коэффициенты гидродинамического демпфирования для плоских пластин имеют вид:

$$m_{ii}^{(e)} = \frac{\rho_{ж}}{k_i^2 H_i}; \quad m_{ii}^{(i)} = \frac{\rho_{ж}}{k_i^2 H_{i-1}}; \quad m_{ij} = -\frac{\rho_{ж}}{k_i^2 H_i};$$

$$\zeta_{ii}^{(e)} = \frac{2\eta}{\delta(k_i H_i)^2}; \quad \zeta_{ii}^{(i)} = \frac{2\eta}{\delta(k_i H_{i-1})^2}; \quad \zeta_{ij} = -\frac{2\eta}{\delta(k_i H_i)^2},$$

где H_i — толщина зазора между i-й и $(i+1)$-й пластинами.

На рис. 1 пунктирными линиями нанесены дисперсионные кривые, рассчитанные для двух оболочек разной толщины в плоском приближении. Как видно из рисунка, для высших форм колебаний кривые практически совпадают. Расхождения наблюдаются для форм колебаний $n < 5$.

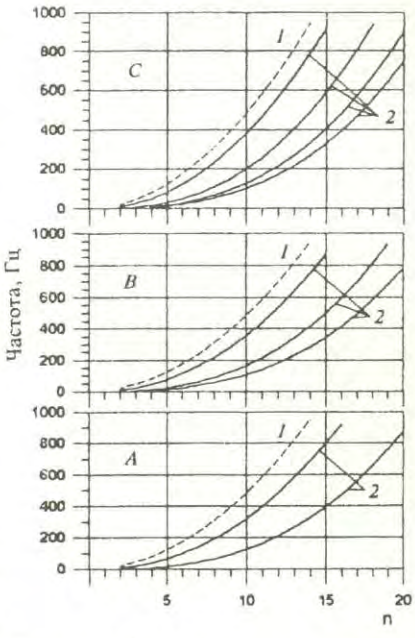
Для оболочек равной толщины расчеты проводились для следующей геометрии: $L/R = 4$, $R/h = 100$, ширина зазоров между оболочками $H = 0{,}01$ м. Оболочки погружены в бесконечную жидкость. В качестве жидкости рассматривается вода (плотность $\rho_{ж} = 10^3$ кг/м^3, динамический коэффициент вязкости $\eta = 10^3$ Н·с/м^2). Материал оболочек — сталь с модулем упругости $E = 2 \cdot 10^{11}$ Н/м^2, коэффициент Пуассона $\eta = 0{,}28$, плотность $\rho = 7700$ кг/м^3, тангенс угла потерь принят равным 0,01.

На рис. 3 показаны дисперсионные кривые, рассчитанные для двух, трех и четырех пластин. Пунктиром нанесены кривые, соответствующие собственным частотам колебаний свободных пластин. На рис. 4 показаны виброускорения на внешних оболочках систем двух, трех и четырех оболочек для различных форм колебаний ($n = 2 \div 20$). На рис. 5 показаны результирующие амплитудно-частотные характеристики виброускорения до частот 200 Гц для этих систем. Видно, что с увеличением числа оболочек в системе между пиками, отвечающими синфазным колебаниям, появляются дополнительные максимумы, соответствующие различным формам синфазно-противофазных колебаний.

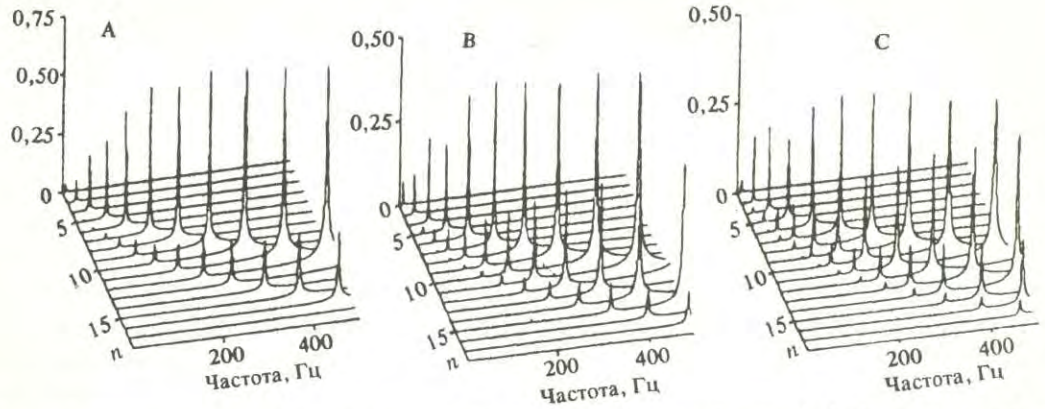
Сравнение результатов расчетов, выполненных на основе описанных выше моделей, с экспериментальными данными работы [4] показало хорошую сходимость.

Рассмотрим теперь случай колебаний оболочки, полость которой заполнена жидкостью и пучком упругих стержней. В этом случае присоединенная масса и коэффициент демпфирования для внутренней оболочки могут существенно отличаться от случая, когда оболочка заполнена однородной жидкостью. Для определения этих коэффициентов воспользуемся разработанным ранее континуальным подходом, согласно которому жидкость с пучком упругих стержней (или труб) представляет собой анизотропную гетерогенную среду, обладающую эффективными динамическими свойствами [5, 6].

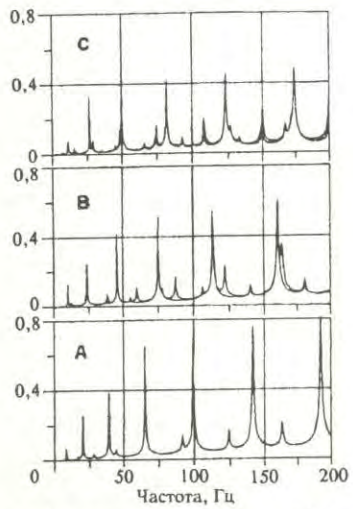
Одно из свойств — эффективная динамическая плотность (виброплотность ρ^*) определяет инерционное воздействие гетерогенной среды на колеблю-



Р и с. 3. Собственные частоты колебаний систем оболочек равной толщины: *1* — собственные частоты отдельной оболочки; *2* — собственные частоты связанных колебаний; А — система двух, В — трех, С — четырех оболочек



Р и с. 4. Динамика внешних оболочек систем при гармоническом воздействии (А, В, С — то же, что на рис. 3)



Р и с. 5. Передаточные функции виброускорения оболочек равной толщины (А, В, С — то же, что на рис. 3)

щуюся систему. Другое свойство — эффективная трансляционная вязкость (вибровязкость η^*) определяет диссипативные потери в гетерогенной среде и, следовательно, демпфирование колебаний системы. Уравнение движения гетерогенной среды при малых колебаниях без учета относительно малых сдвиговых напряжений и объемных сил имеет вид $\rho^*(dU/dt) + \eta^* U = -\mathrm{grad}P$, где U — виброскорость, P — усредненное давление.

В общем случае гетерогенных сред с упругозакрепленными в пространстве включениями — осцилляторами произвольной формы, эффективная динамическая плотность и эффективная трансляционная вязкость выражаются следующими дисперсионными соотношениями [7]:

$$\frac{\rho^*}{\rho_ж} = 1 + \left[\frac{\dfrac{1+\gamma}{\Delta+\gamma}\left(1-\dfrac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)+\dfrac{4\alpha^2}{\omega^2}}{\left(1-\dfrac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)^2+\dfrac{4\alpha^2}{\omega^2}}\right]\left[(\Delta-1)-(\Delta+\gamma)\frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right]\varphi; \tag{16}$$

$$\frac{\eta^*}{\rho\alpha} = 2(\Delta+\gamma)\varphi\,\frac{\left(\dfrac{\omega_0^2}{\omega^2}+\dfrac{1-\Delta}{\Delta+\gamma}\right)^2}{\left(1-\dfrac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)^2+\dfrac{4\alpha^2}{\omega^2}}, \tag{17}$$

где $\Delta = \rho_0/\rho_ж$ — относительная плотность включений; $\gamma = (1+\varphi)/(1-\varphi)$ — коэффициент присоединенной массы для цилиндрических стержней-осцилляторов в ансамбле; ω_0 — собственная частота включений-осцилляторов; α — коэффициент затухания; φ — объемная концентрация включений.

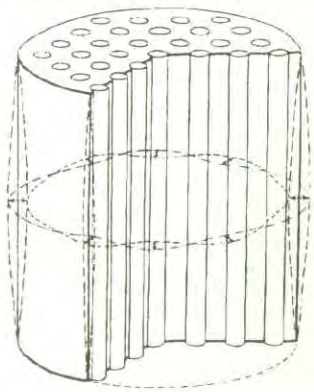
Из общих формул (16), (17) видно, что оба эффективных свойства зависят от плотности фаз, вязкости жидкости, упругости связей включений или от их собственных частот, а также от частоты внешних воздействий. В этом смысле гетерогенные среды рассматриваемого типа являются инерционно-упруговязкими.

Если вязкость жидкости относительно мала ($\alpha \ll \omega_0$), то из (16) следует

$$\frac{\rho^*}{\rho_ж} = 1 - (1+\gamma)\varphi \left(\frac{\dfrac{\omega_0^2}{\omega^2} + \dfrac{1-\Delta}{\Delta+\gamma}}{1 - \dfrac{\omega_0^2}{\omega^2}} \right). \tag{18}$$

При частоте воздействий ω, соизмеримой с собственной частотой включений-осцилляторов ω_0, виброплотность принимает отрицательные значения. Это означает, что действующая внешняя сила и ускорение гетерогенной среды колеблются в противофазе.

Для иллюстрации рассмотрим колебания опертой на крышку и днище упругой оболочки высотой L, радиусом R, толщиной h, содержащей жидкость и пучок стержней (рис. 6). Предположим, что формы нормальных колебаний оболочки не зависят от присутствия в ней жидкости и упругих стержней. В этом случае спектр собственных частот колебаний оболочки зависит от ее жесткости, собственной массы и присоединенной массы гетерогенной среды.



Р и с. 6. Колебания оболочки с пучком стержней

Если бы оболочка была заполнена однородной жидкостью, то спектр собственных частот колебаний оболочки определялся бы формулой [3]

$$\Omega^2 = \frac{\omega_n^2}{1 + \dfrac{m_ж}{\rho h}} = \frac{\omega_n^2}{1 + \dfrac{R\rho_ж}{\rho h}\dfrac{n}{n^2+1}}, \tag{19}$$

в которой присоединенная масса жидкости m может быть получена из формулы (4а) в виде

$$m = \pi\rho_ж R\frac{1}{n}. \tag{20}$$

Если же вместо однородной несжимаемой жидкости оболочка заполнена инерционно-упруговязкой средой, то в формуле (19) вместо постоянной величины $\rho_ж$ должна быть виброплотность ρ^*, зависящая от частоты. Следовательно, формула (19) в этом случае является не равенством, а уравнением относительно искомой частоты Ω.

Подстановка (18) в (19) приводит к биквадратному уравнению

$$\frac{\Omega^4}{\omega_4^0}\left(1 + \frac{R\rho_0^*}{h\rho}\frac{n}{n^2+1}\right) - \frac{\Omega^2}{\omega_0^2}\left(1 + \frac{R\rho_\infty^*}{h\rho}\frac{n}{n^2+1} + \frac{\omega_n^2}{\omega_0^2}\right) + \frac{\omega_n^2}{\omega_0^2} = 0, \tag{21}$$

где введены обозначения

$$\rho_0^* = \rho_ж\left(1 + \frac{(1+\gamma)(\Delta-1)\varphi}{\Delta+\gamma}\right);\ \rho_\infty^* = \rho_ж(1 + (1+\gamma)\varphi).$$

Биквадратное уравнение (21) дает для каждого значения n две собственные частоты $\Omega_{1,2}$, определяемые формулой

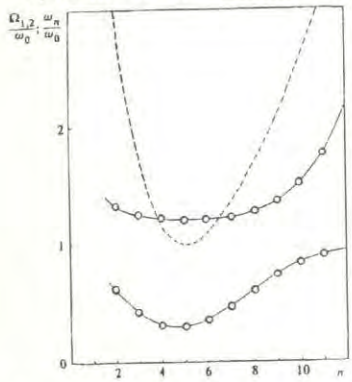
$$\frac{\Omega_{1,2}^2}{\omega_0^2} = \frac{B \pm \sqrt{B^2 - 4A(\omega_n^2/\omega_0^2)}}{2A}, \tag{22}$$

где $A = 1 + (R\rho_0^*/h\rho)(n/(n^2+1))$, $\Lambda = 1 + (R\rho_\infty^*/h\rho)(n/(n^2+1)) + \omega_n^2/\omega_0^2$.

Для иллюстрации дисперсионной зависимости (22) рассмотрим конкретный числовой пример. Пусть оболочка и гетерогенная среда характеризуются следующими параметрами: $L/R = 4$, $R/h = 100$, $\rho_ж/\rho = 0{,}15$, $\rho_0^* = 2\rho$, $\rho_\infty^* = 3\rho$, ($\gamma = 3$, $\Delta = 5$, $\varphi = 0{,}5$), а упругие стержни пучка имеют собственную частоту изгибных колебаний ω_0, равную минимальной частоте колебаний пустой оболочки.

В рассматриваемом примере минимальная собственная частота колебаний пустой оболочки соответствует пяти волнам в окружном направлении.

На рис. 7 показана дисперсионная зависимость (22), из которой видно, что для нормальных колебаний оболочки с инерционно-упруговязкой средой существуют две ветви, отделенные друг от друга областью «запрещенных» частот. Для сравнения пунктирной линией показана дисперсионная зависимость для пустой оболочки.



Р и с. 7. Собственные частоты колебаний оболочки с пучком стержней

Рассмотрим теперь резонансные колебания оболочки под действием распределенной силы

$$F = F_0 \sin\frac{\pi x}{L}\cos n\Theta e^{i\omega t}.$$

Отношение амплитуд резонансных колебаний оболочки к статическому прогибу дается формулой

$$\frac{W(\Omega, n)}{W_{ст(n)}} = \frac{\rho h + m_ж(\Omega, n)}{\zeta(\Omega, n)}\,\Omega(n), \tag{23}$$

где ζ — коэффициент демпфирования, зависящий от формы колебаний и вибровязкости гетерогенной среды

$$\zeta = \eta^*(\Omega)R(1/n). \tag{24}$$

Пренебрегая собственной массой тонкостенной оболочки по сравнению с присоединенной массой гетерогенной среды, имеем

$$\frac{W(\Omega, n)}{W_{ст}(n)} = \frac{\rho^*(\Omega)}{\eta^*(\Omega)}\,\Omega. \tag{25}$$

Подставим в (25) выражения для эффективных свойств ρ^* и η^*, соответствующие выбранным параметрам гетерогенной среды:

$$\rho^* = \rho_ж\left(\frac{2 - 3\dfrac{\omega_0^2}{\Omega^2}}{1 - \dfrac{\omega_0^2}{\Omega^2}}\right);\ \eta^* = \frac{8\eta}{a\sqrt{\dfrac{2n}{\rho_ж\Omega}}}\left(\frac{\dfrac{\omega_0^2}{\Omega^2} - \dfrac{1}{2}}{1 - \dfrac{\omega_0^2}{\Omega^2}}\right)^2; \tag{26}$$

получим:

$$\frac{W(\Omega, n)}{W_{ст}(n)} = \frac{a}{4\sqrt{\dfrac{2n}{\rho_ж\Omega}}}\left(\frac{2 - 5\dfrac{\omega_0^2}{\Omega^2} + 3\dfrac{\omega_0^4}{\Omega^4}}{\left(\dfrac{\omega_0^2}{\omega^2} - \dfrac{1}{2}\right)^2}\right). \tag{27}$$

Здесь a — радиус стержней (0,5 см); ρ — плотность и η — вязкость жидкости (воды).

Далее учтем, что статический прогиб $W_{ст}(n)$ обратно пропорционален жесткости оболочки, т.е. $W_{ст}(n) \sim F_0/\omega_n^2$. Таким образом, приводя коэффициент динамичности к одному и тому же значению силы F_0 для всех форм прогиба оболочки, получим

$$D^* = \frac{W(\Omega, n)}{W_{ст}(n)} \frac{\omega_5^2}{\omega_n^2}. \tag{28}$$

На рис. 8 представлена зависимость (28) в виде точек на пиках амплитудно-частотной характеристики (АЧХ). Видно, что АЧХ имеет два частотных диапазона. В низкочастотной области резонансные пики возрастают при увеличении n от 2 до 5, а затем уменьшаются. В высокочастотной области, наоборот, резонансные пики сначала уменьшаются при изменении n от 2 до 5, а затем увеличиваются, достигая максимального значения при $n = 10$, и затем снова уменьшаются.

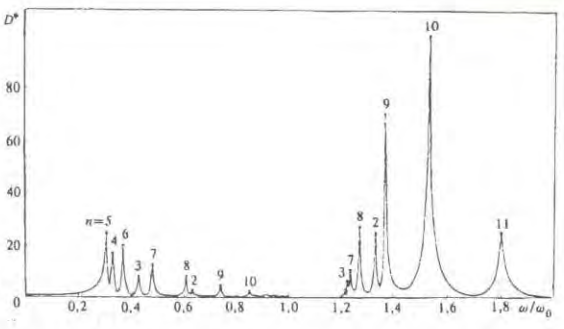


Рис. 8. Амплитудно-частотная характеристика оболочки с пучком стержней

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Анализ полученных зависимостей для спектров собственных частот и АЧХ гидродинамически связанной системы оболочек показывает существенную роль физических свойств жидкости (плотности и вязкости), а также формы оболочечных колебаний системы.

1. Наличие жидкости в кольцевой области между оболочками приводит к связанности совместных колебаний оболочек и уменьшению собственных частот колебаний системы по сравнению с частотами колебаний пустых оболочек (см. рис. 1, 3). Количество дисперсионных кривых собственных колебаний определяется числом оболочек, входящих в систему. Ближе всего к частотам собственных колебаний пустых оболочек находятся частоты синфазных связанных колебаний, при которых влияние жидкости минимально. Частоты различных форм синфазно-противофазных колебаний располагаются ниже частот синфазных колебаний.

2. Пучок стержней, заполняющий пространство внутри оболочки, имея собственные резонансные свойства, добавляет еще одну ветвь в дисперсионную зависимость по сравнению с оболочкой, заполненной однородной жидкостью, и соответственно вносит изменения в АЧХ системы.

3. Введенные понятия виброплотности и вибровязкости могут быть использованы для определения динамических характеристик других упругих систем, контактирующих с гетерогенными средами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Федотовский В.С., Прохоров Ю.П.** Гидродинамически связанные колебания упругих концентрических оболочек. — В кн.: Труды межд. конф. «Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР» (Обнинск), 1996, т. 2, с. 112.
2. **Вибрации** в технике: Справочник в 6 т. Т. 1. Колебания линейных систем/Под ред. В.В. Болотина. — М.: Машиностроение, 1978. —352 с.
3. **Бреславский В.Е.** Колебания цилиндрических оболочек, заполненных жидкостью. — В кн.: Теория оболочек и пластин. — Ереван: Изд. АН Арм. ССР, 1964, с. 255—261.

4. **Yoshikawa S., Williams E.G., Washburn K.B.** Vibration of two concentric submerged cylindrical shells coupled by the entrained fluid. — J. Acoust. Soc. Am., 1994, vol. 95(6), p. 3273—3286.
5. **Федотовский В.С.** Эффективные свойства гетерогенных сред с упругозакрепленными включениями при вибрационных воздействиях: Препринт ФЭИ-1636. — Обнинск, 1984.
6. **Федотовский В.С.** Динамика гетерогенных сред и гидроупругих стержневых систем при вибрационных воздействиях: Дисс. на соиск. уч. степени д.т.н., Обнинск, 1992.
7. **Федотовский В.С. и др.** Динамические характеристики двухфазных сред и их роль в колебаниях и волновых процессах. — В кн.: Двухфазные потоки. — Л.: Наука, 1988, с. 28—34.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 1997 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 70—80.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

УДК 621.039

ВОЗМОЖНОСТИ СОЗДАНИЯ ТВС С ПОНИЖЕННЫМИ ТЕМПЕРАТУРАМИ И ВЫХОДАМИ ЛЕТУЧИХ ПРОДУКТОВ ДВУОКИСНОГО ТОПЛИВА И СНИЖЕННЫМ ПАРОВЫМ ЭФФЕКТОМ РЕАКТИВНОСТИ

А.Я. Крамеров, В.М. Кватор, Л.Л. Кобзарь, А.М. Федосов,
РНЦ «Курчатовский институт», 123182, Москва, пл. Академика Курчатова;
В.А. Николаев, А.Н. Рябов, В.К. Поляков,
НИКИЭТ, 107113, Москва, Малая Красносельская, 2

Проведены исследования топливных сборок реакторов РБМК разной геометрии, чтобы содействовать разработке сборок с пониженными температурой двуокиси урана и паровым эффектом реактивности. Исследования включали теплофизические эксперименты и нейтронно-физические расчеты. Изучено влияние следующих факторов: числа и диаметра твэлов, расположенных в канале диаметром 80 мм; расположения твэлов в трубе канала; зазоров между твэлами и между наружными твэлами и каналом; неравномерности тепловыделения по радиусу сборки и использования интенсификаторов теплообмена. Применяемая геометрия топливной сборки РБМК (18 твэлов диаметром 13,6 мм в канале диаметром 80 мм) сопоставлена в расчетах с тремя вариантами: 36 твэлов диаметром 10,2 мм в канале 80 мм и 18 твэлов диаметром 14,9 мм с отверстиями по оси и без них в канале диаметром 86 мм. Получено, что топливная сборка из 36 твэлов в существующем канале 80 мм не дает существенного снижения парового эффекта реактивности и заметно снижает критическую мощность топливной сборки с интенсификаторами. Поэтому изучается возможность небольшого увеличения диаметра канала со сборкой из 18 твэлов с отверстиями по оси для снижения температур топлива.

PERSPECTIVES FOR CONSTRUCTING A LOW-TEMPERATURE, LOW-STEAM VOID EFFECT FUEL ASSEMBLY WITH THE REDUCED FISSION PRODUCT RELEASE OF DIOXIDE FUEL. A.Ya. KRAMEROV, V.M. KVATOR, L.L. KOBZAR', A.M. FEDOSOV, V.A. NIKOLAYEV, A.N. RYABOV, V.K. POLYAKOV. Investigations of RBMK fuel assembly models of various geometries were carried out to develop fuel assemblies with reduced uranium dioxide temperatures and decreased void reactivity effect. The Investigations include thermophysical experiments and neutron and physical calculations. The influence of following factors on bundle thermophysical characteristics was studied: number and diameter of fuel elements located within a channel 80 mm in diameter, relative arrangement of fuel rods within the channel tube, gap between the fuel rods and between the peripheral row of fuel rods and the channel tube, peaking factor of power distribution over the fuel assembly radius, and the use of heat exchange intensifiers. The RBMK fuel assembly of ultimate geometry (18 fuel rods 13,6 mm in diameter within a channel 80 mm in diameter) was compared in neutron and physical calculations with three variants: 36 fuel rods 10,2 mm in diameter within a channel 80 mm in diameter and 18 fuel rods 14,9 mm in diameter without or with holes in pellets within a channel 86 mm in diameter. It was determined that the fuel assemblies with 36 fuel rods within the ultimate channel 80 mm in diameter give no essential reduction of the void reactivity effect and significantly seduce the critical power of fuel assembly with heat exchange intensifiers. Therefore efforts are being made to increase the channel diameter and use the 18 — rod fuel assembly with axial holes in the fuel pellets.

ВВЕДЕНИЕ

Одним из основных недостатков реактора РБМК, приведшим к катастрофическим последствиям чернобыльской аварии, явился большой положительный паровой (или пустотный) коэффициент реактивности. При проведении мероприятий по повышению

безопасности РБМК уменьшение парового коэффициента было достигнуто за счет загрузки 80 дополнительных поглотителей (ДП), что привело к снижению глубины выгорания по сравнению с проектной на 25%.

В реакторе РБМК-1500 при номинальной мощности значительная доля двуокиси урана (~ 10%) имеет температуру выше 1300 °С, т.е. имеет измененную структуру, из которой летучие продукты деления выходят под оболочку и в случае потери ее герметичности — в теплоноситель. Поэтому весьма желательно снизить температуру двуокиси урана. Одновременно это облегчает протекание ряда аварийных режимов при авариях с потерей теплоносителя.

Эти обстоятельства побудили провести исследования моделей ТВС разной геометрии с целью создания ТВС с пониженными температурами двуокиси и сниженным паровым эффектом.

В энергетических ядерных реакторах с водяным теплоносителем, как правило, используются твэлы стержневого типа. Геометрия пучка с данным типом твэлов многопараметрична и оказывает существенное влияние на теплофизические характеристики ТВС. Известные литературные данные ([1—6] и др.) довольно противоречиво описывают влияние зазоров между твэлами в области менее 2 мм. Поэтому проведен ряд прикладных исследований влияния различных геометрических факторов на теплофизические характеристики пучков с целью улучшения показателей водоохлаждаемых реакторов. В данной статье приводятся основные результаты этих работ.

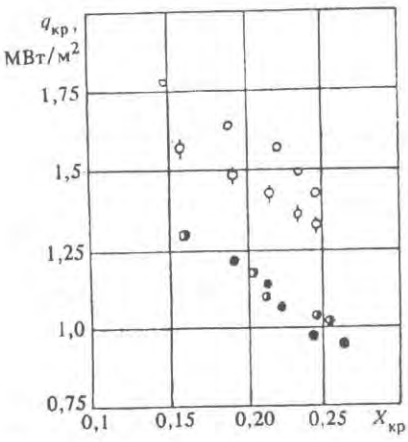
ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

1. Критические нагрузки мощности. Эксперименты, проведенные на пучках твэлов диаметром 13,5 мм с минимальным относительным шагом расположения твэлов $S/d = 1{,}2$ при массовых скоростях от 500 до 2500 кг/(м^2·с), давлениях 3,0—9,0 МПа, температурах воды на входе 200—300 °С, показали, что в стержневых сборках канальных реакторов с «гладкими» дистанционирующими решетками (без специальных элементов, интенсифицирующих теплообмен), расположенными по длине пучка с шагом 30—40 калибров, расчетная зависимость для критической плотности теплового потока имеет вид [7, 8]:

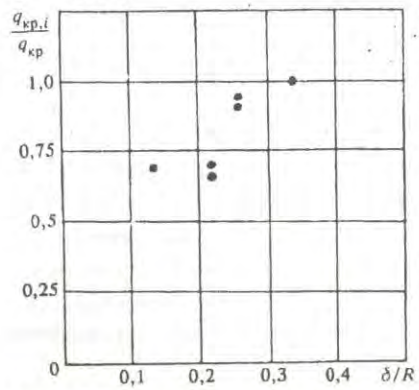
$$q_{\text{кр}}(z) = \frac{2{,}899 \cdot 10^{-3} r\rho' \left[g d_{\text{т}} (ga')^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\nu'}{a'} \right) \right]^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\rho w d_{\text{т}}}{\mu'} \right)^{0{,}2} (0{,}942 - 0{,}286X)}{1 + \frac{1}{3{,}54} \int\limits_0^z \frac{\Phi(z')}{\Phi^*(z)} dz'} \left[\frac{\text{МВт}}{\text{м}^2} \right], \quad (1)$$

где $X = x \left[\frac{(\rho w)^2 d_{\text{т}}}{\rho' \sigma} \right]^{0{,}2}$, $\int\limits_0^z \Phi(z')dz'$ — интеграл относительного распределения энерговыделения по длине ТВС от входа до сечения с координатой z; $\Phi^*(z)$ — относительное энерговыделение в точке с координатой z. Зависимость (1) хорошо описывает опытные данные, полученные в условиях электрообогрева и в реакторных условиях, при симметричном и смещенном вверх от центра активной зоны энергораспределении. Однако, как показали специальные эксперименты, при смещении максимума энергораспределения от центра активной зоны вниз зависимость (1) несколько завышает величины критнагрузок.

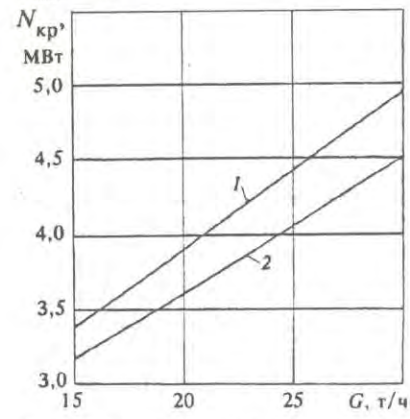
2. Влияние шага твэлов («плотности» пучка). Уменьшение относительного шага расположения твэлов оказывает влияние на критическую мощность сборки. Для оценки этого влияния были проведены эксперименты на четырех сборках, в которых зазоры между стержнями и между стержнями и канальной трубой соответственно составляли 2,30/2,25; 1,70/2,25; 1,40/1,35 и 1,0/1,25 мм.



Р и с. 1. Зависимость $q_{кр} = f(x)$ при P = 6,8 МПа, массовой скорости потока ρw = 1500 кг/(м^2·с), $t_{вх}$ = 220 °С: ○ — зазор 2,3 мм; ◌ — 1,7 мм; ◑ — 1,4 мм; ● — 1,0 мм



Р и с. 2. Зависимость критического теплового потока от относительного зазора между твэлами, ρw = 1500 кг/(м^2·с); $X_{вых}$ = 0,2



Р и с. 3. Зависимость критической мощности от расхода на 36-стержневом пучке, $t_{вх}$ = 260 °С: *1* — оптимизированное, *2* — неоптимизированное расположение твэлов

Каждая сборка представляла собой семистержневой пучок, состоящий из электрообогреваемых стальных трубок наружным диаметром 13,5 мм и длиной 1500 мм, расположенных по правильной треугольной решетке в круглом канале. Дистанционирование стержней осуществлялось с шагом 370 мм (начиная от верха зоны тепловыделения). Обогрев по высоте был равномерный. Опыты проведены при давлении P = 6,8 МПа, массовых скоростях потока от 500 до 2000 кг/(м^2·с) и температурах воды на входе в сборку от 210 до 270 °С. На рис. 1 приведены опытные данные, полученные при $t_{вх}$ = 220 °С и ρw = 1500 кг/(м^2·с). Экспериментальные данные показывают, что в указанном диапазоне уменьшение зазора между стержнями, а также между стержнем и канальной трубой приводит к снижению критической мощности примерно на 20—25% при одинаковых средних по сечению параметрах потока (P, ρw и X) на входе и в критическом сечении.

На рис. 2 показана обработка опытных данных, полученных при ρw = 1500 кг/(м^2·с) и выходном паросодержании $X_{вых}$ = 0,2. Видно, что существенное снижение величин критических тепловых потоков начинается при отношении зазора к радиусу стержня меньше 0,25—0,3.

3. Оптимизация расположения твэлов. Влияние расположения нагревателей в пучке на критическую мощность изучалось на 36-стержневой сборке с нагревательными трубками диаметром 10 мм в канале диаметром 80 мм (так называемая плотная упаковка). При этом решалась задача оптимального размещения твэлов, при котором величины критических мощностей при сопоставимых режимных параметрах были бы максимальными. В данных экспериментах оптимизация достигалась поворотом на 15° вокруг оси внутреннего ряда твэлов и изменением диаметров окружностей, на которых располагались твэлы, благодаря чему уменьшается теплогидравлическая неравноценность ячеек.

Использовалось «условно оптимальное» размещение твэлов, соответствующее равным приростам энтальпии без учета поперечного обмена [9]. Оно дает и в действительности примерно равные паросодержания в ячейках, что позволяет приблизить пучок к оптимальному с точки зрения равенства запасов до кризиса теплосъема (при этом во внешних ячейках пучка, соседних с адиабатической стенкой канала, целесообразно иметь паросодержание ниже среднего, чтобы компенсировать уход влаги на «холодную» стенку). На рис. 3 приведены результаты экспериментов, полученные на двух сборках длиной 6 м, имеющих неоптимизированное и оптимизированное расположение твэлов.

Коэффициент неравномерности энерговыделения по радиусу «оптимизированной» сборки составлял 1,09, «неоптимизированная» сборка имела равномерное осевое распределение тепловыделения. Опытные данные получены при $P = 6{,}5 \div 8{,}0$ МПа и $t_{вх} = 260 \div 270$ °С. Из экспериментальных данных следует, что проведенная оптимизация расположения твэлов привела к умеренному повышению критической мощности (на 6—9%). К тому же этот эффект частично обусловлен более низкими нагрузками внутренних ячеек пучка в оптимизированной ТВС (с радиальной неравномерностью).

Относительная малость эффекта оптимизации связана, в частности, с тем, что в традиционном пучке довольно сильны механизмы принудительного поперечного перемешивания потока дистанционирующими решетками и продольными «нецилиндричностями» пучка (в дополнение к обычно учитываемым в расчетах механизмам турбулентного и конвективного обмена в потоке). Это тем более верно для пучков с решетками-интенсификаторами.

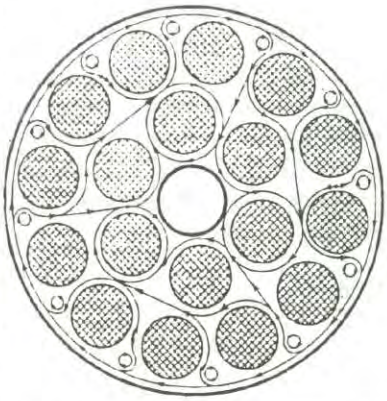
4. Интенсификаторы теплообмена. Для повышения критической плотности теплового потока в ряде разработок ТВС использовались интенсификаторы теплообмена. Как правило, они выполнены в виде конструктивных элементов в дистанционирующих решетках. Основные требования, предъявляемые к интенсификаторам, — возможно большее повышение критического теплового потока при возможно меньшем гидравлическом сопротивлении. В пучке с 18 твэлами использовались интенсификаторы осевой закрутки, в которых интенсифицирующие элементы располагались в наименее затесненных частях живого сечения [8, 10, 11].

Расчетная зависимость для критической плотности теплового потока в 18-твэльном пучке с интенсификаторами выбранной конструкции имеет вид

$$q_{кр} = 2{,}23 - 2{,}05x \ [\text{МВт/м}^2], \qquad (2)$$

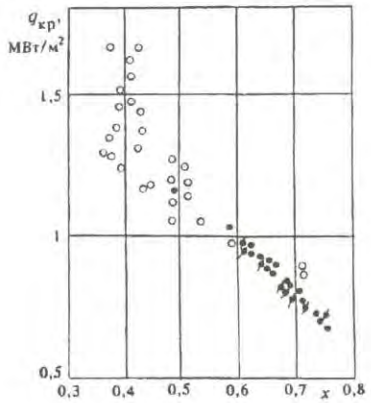
где x — балансовое паросодержание в сечении [9]. Эта сугубо эмпирическая зависимость, полученная при фиксированной геометрии, хорошо описывает опытные данные для штатной геометрии в условиях электрообогрева и в реакторных условиях при симметричном и при смещенном вверх и вниз от центра активной зоны максимуме поля энергораспределения. Как видно, в этих условиях интенсификаторы теплообмена позволяют увеличить критическую мощность пучка в 1,5 раза по сравнению с «гладкими» решетками.

Для лучшего понимания кинематики потока в пучках с интенсификаторами теплообмена были проведены эксперименты на увеличенной аэродинамической модели пучка с измерением полей скоростей. Полученные опытные данные представлены на рис. 4. Видно наличие циркуляции потока в поперечном сечении сборки, которая в итоге приводит к некоторому выравниванию параметров вследствие вращения потока между сборкой и каналом, а также к выравниванию толщин жидких пленок по периметру твэлов из-за циркуляции вокруг стержней и сепарации влаги из ядра потока на твэлы за счет образования вторичных вихревых течений.

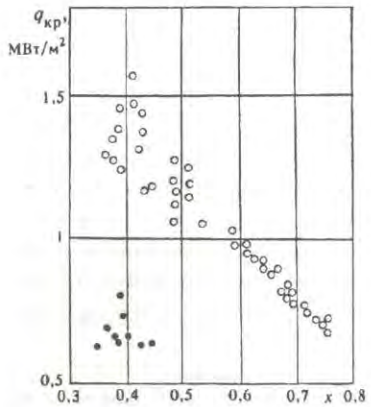


Р и с. 4. Схема циркуляции потока в поперечном сечении пучка после интенсификатора

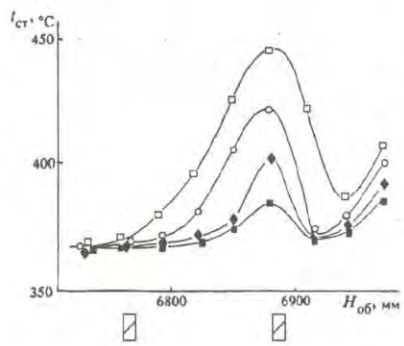
5. Влияние диаметра трубы канала. Большой интерес представляет вопрос о влиянии величины зазора между канальной трубой и периферийным рядом твэлов на величину критической плотности теплового потока. Это вызвано тем, что по техническим условиям изготовления технологических каналов реакторов внутренний диаметр канальной трубы может меняться в некоторых пределах. Например, в одной из разработок диаметр канальной трубы изменяется от 79,3 до 81,3 мм, а крип трубы канала реактора может увеличить за время службы



Р и с. 5. Сравнение экспериментальных данных по критическим тепловым потокам на пучках, установленных в каналах различного диаметра, $\rho w = 2000 \div 3000$ кг/(м²·с): ● — канал диаметром 80 мм; ○ — 79,3 мм; ◢ — 82 мм



Р и с. 6. Сравнение экспериментальных данных по критическим тепловым потокам на пучках с интенсификаторами, $\rho w = 2000 \div 3500$ кг/(м²·с): ○ — 18-стержневой пучок; ● — 36-стержневой пучок



диаметр трубы в средней части канала до 82—84 мм. С целью выявления возможного влияния диаметра канальной трубы на кризис теплоотдачи были проведены специальные эксперименты с 18-стержневой сборкой, имеющей стержни диаметром 13,5 мм и длиной 7 м. Решетки-интенсификаторы располагались с шагом 120 мм. Сборка поочередно устанавливалась в каналах диаметром 79,3; 80 и 82 мм. На рис. 5 полученные опытные данные представлены в координатах $q_{кр} = f(x)$, где x — паросодержание в сечении кризиса теплоотдачи. На их основании можно сделать вывод о слабом влиянии диаметра канальной трубы на величину критического теплового потока.

6. Влияние числа твэлов в пучке. Большой интерес представляет вопрос о влиянии числа твэлов в пучке с решетками-интенсификаторами на величину критической плотности теплового потока.

На рис. 6 приведены опытные данные по кризису теплоотдачи, полученные в канале диаметром 80 мм на 18-стержневой сборке с трубками диаметром 13,5 мм и на 36-стержневой сборке с трубками диаметром 10,0 мм. Обе сборки имели интенсификаторы теплообмена. Из рис. 6 видно, что результаты, полученные на 36-стержневой сборке, существенно ниже. Это, вероятно, является следствием уменьшения длины релаксации в плотном пучке с малым гидравлическим диаметром.

7. Гидросопротивление и закризисная теплоотдача. Гидравлическое сопротивление исследованных пучков стержней различных модификаций, включая пучки с решетками-интенсификаторами теплообмена, хорошо описывается разработанными в РНЦ «Курчатовский институт» методиками [11, 12].

В ряде режимов необходимо знание коэффициентов теплоотдачи в закризисной области на сборках с интенсификаторами теплообмена. На рис. 7 приведены характерные распределения температуры внутренней поверхности обогреваемой трубки, полученные при разных ρw на 18-стержневой сборке с трубками диаметром 13,5 мм и длиной 7 м в канале диаметром 80 мм при электрической мощности 4280 кВт и входной температуре 260 °С. Видно, что в закризисном режиме температура внутренней поверхности трубки имеет максимальное значение перед решеткой-интенсификатором. После интенсификатора температура практически снижается до прежнего значения, что связано с турбулизирующим воздействием интенсификатора на поток теплоносителя.

Р и с. 7. Распределение температуры внутри трубки по высоте: ❑ — расход 7,67 т/ч; ○ — 8,15 т/ч; ◆ — 9,6 т/ч; ■ — 10,2 т/ч. Знак ◪ указывает место установки решетки-интенсификатора

На рис. 8 представлены результаты опытов по закризисной теплоотдаче в виде зависимости $\alpha_{\text{закр}} = f(x)$ для массовых скоростей $\rho w = 600 \div 4000$ кг/(м^2·с). Видно монотонное снижение коэффициентов теплоотдачи от величин, характерных для развитого кипения, до величин, характерных для теплоотдачи к влажному пару.

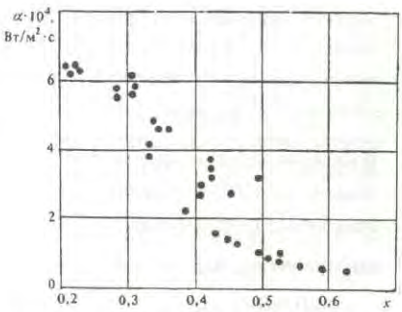


Рис. 8. Зависимость коэффициента теплоотдачи от массового паросодержания для пучка с интенсификаторами при P = 7,5 МПа и q = 0,9 МВт/м^2

НЕЙТРОННО-ФИЗИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

Положительный паровой коэффициент α_φ в РБМК вызван не совсем оптимальным по ядерной безопасности уран-графитовым отношением. Из-за мягкого спектра нейтронов вода в таком реакторе в большей степени является поглотителем, чем замедлителем, и ее исчезновение приводит к росту коэффициента размножения нейтронов. Известно, что увеличение уран-графитового отношения позволяет получить отрицательную или нулевую величину пустотного коэффициента реактивности.

Корректировать уран-графитовое отношение можно изменением количества графита в зоне путем уменьшения шага решетки или геометрии графитовых блоков. Однако этот способ неприемлем для действующих реакторов. В них можно изменить конструкцию топливных сборок с целью увеличения общей загрузки урана. Например, предлагалось перейти на сборку из 36 твэлов диаметром 10,2 мм, что приводит к увеличению загрузки на 16%.

При намечавшейся модернизации действующих блоков РБМК возможна замена каналов. В этом случае некоторое увеличение их диаметра позволяет увеличить диаметр твэлов при сохранении их числа в сборках. Был рассмотрен вариант увеличения внутреннего диаметра канала с 80 до 86 мм и диаметра твэлов с 13,6 до 14,9 мм. Количество топлива в сборке при этом увеличивается на 20%. Кроме сплошных рассматривались таблетки с отверстиями, занимающими 10% объема топлива. В этом случае количество топлива увеличивается на 8%.

Расчеты проводились для стационарного режима перегрузки топлива. Использовалась эффективная одномерная модель реактора, учитывающая распределение свойств по высоте. Расчет выгорания топлива и диффузионных характеристик ячеек для сеточного расчета проводился по программе WIMS-D4.

Рассматривались состояния реактора до проведения мероприятий по повышению безопасности, когда в активной зоне отсутствовали ДП и оперативный запас реактивности составлял в среднем 30 стержней ($\rho_{\text{оп}} \approx 1{,}5\beta$), и после мероприятий (80 ДП, 45 стержней). В настоящее время осуществляется перевод реакторов на топливо 2,4%-ного обогащения, поэтому во всех вариантах рассмотрено такое обогащение. Оценки показали, что для топлива с обогащением 2,4% α_φ составляет $3{,}2\beta$ для реактора без ДП и $0{,}6\beta$ с 80 ДП.

В таблице приведено изменение парового коэффициента α_φ и эффекта ρ обезвоживания топливных каналов реактора, работающего на номинальной мощности, по сравнению с вариантом обычных сборок. Здесь же показано изменение уран-графитового и уран-водного отношений. Из таблицы видно, что на эффекты реактивности существенно влияет не только уран-графитовое, но и уран-водное отношение. Чем меньше уран-водное отношение, тем сильнее изменяется ρ и α_φ при повышении количества топлива и тем слабее $\Delta\rho$ отличается от $\Delta\alpha_\varphi$.

Изменение парового коэффициента и эффекта обезвоживания топливных каналов по сравнению со штатным вариантом

Вариант	36 твэлов D = 10,2 мм	18 твэлов D = 14,9 мм	18 твэлов D = 14,9 мм с отверстиями в таблетках
Изменение количества топлива, %	16	20	8
Изменение U/C-отношения, %	16	22	10
Изменение U/H_2O-отношения, %	30	6,5	−4
Изменение α_φ, β:			
0 ДП/30 ст.	−0,7	−3,3	−2,2
80 ДП/45 ст.	−0,3	−3,1	−2,2
Изменение ρ, β:			
0 ДП/30 ст.	−0,3	−2,5	−1,7
80 ДП/45 ст.	−0,1	−2,3	−1,7

Для сборок из 36 твэлов существуют два фактора, препятствующие уменьшению эффекта обезвоживания. Во-первых, большая, чем в штатном варианте, площадь заэкранированной поверхности твэлов. Это приводит к тому, что при обезвоживании твэлы внешнего ряда сильнее экранируют внутренние твэлы от нейтронов резонансных энергий из графита. Из-за уменьшения резонансного поглощения появляется дополнительная положительная составляющая эффекта обезвоживания. Во-вторых, из-за уменьшения количества воды в канале снижается отрицательная составляющая, связанная с изменением утечки нейтронов из каналов с топливом в каналы с поглотителями. В результате, несмотря на увеличение общего количества топлива, эффект обезвоживания при замене штатных сборок на сборки из 36 твэлов меняется слабо, особенно при большом количестве поглотителей в активной зоне.

Увеличение загрузки на 20% путем увеличения диаметра канала и твэлов позволяет в реакторе без ДП с оперативным запасом реактивности 30 стержней снизить α_φ до отрицательной величины $-0{,}1\beta$. Эффект обезвоживания остается небольшим положительным, а при увеличении оперативного запаса до 45 стержней становится практически нулевым.

Выполненные исследования позволяют сделать следующие выводы.

1. Критические мощности «гладких» пучков разных геометрических модификаций и гидросопротивления всех исследованных пучков удовлетворительно описывают корреляции, разработанные ранее [1, 2, 4, 5], по крайней мере до тех пор, пока зазоры между твэлами более 1 мм, а отношение зазора к радиусу твэла более 0,25—0,3.

2. Переход от традиционного расположения твэлов в канале (с примерно равными зазорами) к «оптимальному» (с примерно равными приростами энтальпии) дает умеренное увеличение критической мощности (менее 10%).

3. В ожидаемом практически важном интервале уменьшение гидравлического диаметра и живого сечения ТВС с решетками-интенсификаторами ведет к снижению критических тепловых потоков и даже критической мощности, несмотря на рост периметра и поверхности теплоотдачи. Этот результат является, видимо, следствием уменьшения длины релаксации в более плотном пучке и должен учитываться при попытках «уплотнения» ТВС (уменьшения удельного живого сечения) и снижения линейных нагрузок увеличением числа твэлов меньшего диаметра в том же канале.

4. Коэффициенты закризисной теплоотдачи в пучках с решетками-интенсификаторами и в пучках с уменьшенным гидравлическим диаметром выше, чем в традиционных гладких пучках. Это приводит к тому, что при переходе в закризисную область «подскок» температуры поверхности твэлов будет весьма умеренным.

5. В штатном канале d = 80 мм новые ТВС-36 не дают существенного снижения паровых эффектов реактивности и ведут к сильному снижению критмощности ТВС с

интенсификаторами теплосъема (возможные причины этих негативных моментов приведены в сообщении). Это ограничивает пока возможности эффективного использования ТВС-36 в действующих РБМК. Поэтому изучаются возможности небольшого (на 7%) увеличения диаметра канала в процессе их намечаемой замены для возобновления ресурса. Это позволит, по-видимому, повысить критмощность и существенно снизить паровые реактивности, а также температуру с помощью ТВС из 18 твэлов увеличенного диаметра с осевым отверстием.

Замена топлива и каналов в действующих РБМК позволила бы полностью отказаться от ДП и при этом даже несколько снизить α_φ и эффект обезвоживания по сравнению с существующим уровнем. Выгрузка ДП, по оценкам, приведет к увеличению глубины выгорания на 25%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Becker K.M.** Burnout Conditions for Flow Water in Vertical Rod Clusters. — Stockholm: AE-74, 1962.
2. **Edwards P.A., Obertelly L.D.** Burnout and Pressure Drop Experiments in a Simulated SGHWR Steam Generator Channel. — AEEW-R451, 1965.
3. **Lee D.H., Little R.B.** Experimental Studies into the Effect of Rod Spacing on Burnout in a Simulated Rod Bundle. — Brit. Rept. AEEW-R178, 1962.
4. **Тонк Л.** Кризис кипения и критический тепловой поток. — М.: Атомиздат, 1976.
5. **Towell R.** Effect of Rod Spacing on Heat Transfer Burnout in Rod Bundles. — USAEC Rept. DP-103, DuPont, 1965.
6. **Waters E.D., Fitzcimmas D.E.** DNB varies with rod spacing in 19-rod bundles. — Nucleonics, 1963, vol. 21 (10).
7. **Осмачкин В.С.** Исследование теплогидравлических характеристик моделей топливных сборок на стенде КС ИАЭ им. Курчатова: Препринт ИАЭ-2345. — М., 1974.
8. **Иванов В.К., Кобзарь Л.Л.** Методика расчета критической плотности теплового потока в пучках стержней с локальными турбулизаторами. — Атомная энергия, 1983, т. 54(6), с. 395.
9. **Крамеров А.Я.** Инженерное обоснование и оптимизация водоохлаждаемых реакторов АЭС: Докт. диссертация. — М., 1985.
10. **Аден В.Г. и др.** Исследование интенсификации теплообмена при кипении теплоносителя применительно к сборке стержневых твэлов. — В кн.: 6-я Международная конференция по теплообмену (Торонто, 7—11 августа 1978 г.), т. 5, с. 41.
11. **Иванов В.К., Кобзарь Л.Л.** Расчет гидравлического сопротивления пучков стержней с решетками-интенсификаторами теплообмена. — Атомная энергия, 1980, т. 49(3), с. 163.
12. **Осмачкин В.С., Борисов В.Д.** Гидравлическое сопротивление пучков тепловыделяющих стержней в потоке кипящей воды: Препринт ИАЭ-1957. — М., 1971.

Статья (подготовленная в 1989 г.) поступила в редакцию 24 апреля 1998 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 80—87.

УДК 621.039.534.6

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КИПЕНИЯ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ В МОДЕЛЬНОЙ СБОРКЕ БЫСТРОГО РЕАКТОРА В КОНТУРЕ С ЕСТЕСТВЕННОЙ ЦИРКУЛЯЦИЕЙ

Ю.Е. Багдасаров, Е.Ф. Иванов, А.П. Сорокин, Г.П. Богословская, В.П. Колесник, В.Л. Мальков, Д.Е. Марцинюк, К.С. Рымкевич, ГНЦ РФ ФЭИ, 249020, Обнинск, Калужская обл., пл. Бондаренко, 1

Описывается установка экспериментальной модели для исследований кипения эвтектического натрий-калиевого сплава 7-стержневой сборки в условиях естественной конвекции. Приведены и кратко анализируются результаты экспериментальных исследований теплообмена в условиях постепенного повышения мощности. Указаны направления дальнейшего исследования.

EXPERIMENTAL STUDY OF A LIQUID METAL COOLANT IN A MODELLING ASSEMBLY OF A FAST REACTOR IN A NATURAL CIRCULATION COOLANT CIRQUIT. Yu.E. BAGDASAROV, E.F. IVANOV, A.P. SOROKIN, G.P. BOGOSLOVSKAYA, V.P. KOLESNIK, V.L. MAL'KOV, D.E. MARTSINYUK, K.S. RYMKEVITCH. The paper describes facility and test section to study boiling of eutectic sodium-potassium alloy in 7-pin bundle under conditions of natural circulation. Results on heat transfer, critical heat flux and others gained at the progressive elevation of power are presented and analysed here. Problems for the further investigations are stated.

ВВЕДЕНИЕ

С учетом физических и термодинамических особенностей жидкометаллических теплоносителей выбор натрия в качестве теплоносителя для реакторов на быстрых нейтронах оказался идеальным решением. В нормальных режимах температура натрия на выходе из реактора намного ниже температуры его кипения. Однако при маловероятных тяжелых авариях возможен выход в режим закипания. Последствиями этого могут стать перегрев твэлов и разгерметизация их оболочек, а также рост реактивности из-за положительного натриевого пустотного коэффициента реактивности.

В связи с этим проблемам, связанным с кипением щелочных металлов, на протяжении последних трех десятилетий уделялось большое внимание. Изучались теплоотдача, режимы течения, гидравлическое сопротивление, кризисы теплоотдачи, начальные перегревы и механизм кипения, вопросы его устойчивости.

Результаты этих исследований изложены, например, в [1—10] и показывают, что в сравнении с водой кипение жидких металлов имеет следующие особенности:

— рост парового пузыря щелочного металла носит взрывообразный характер; скорость роста пузыря порядка 10 м/с; процесс роста определяется инерционными силами;

— основные режимы течения двухфазных потоков щелочных металлов те же, что у обычных теплоносителей; при давлении, близком к атмосферному, преобладает дисперсный кольцевой режим течения;

— сопротивление трения двухфазных потоков с подводом тепла ниже, чем в адиабатических потоках, что связано с оттесняющим воздействием потока пара с межфазной поверхности на основное течение;

— фазовый переход при дисперсно-кольцевом течении щелочных металлов в каналах, как правило, осуществляется испарением с поверхности пристенной пленки жидкого металла без образования пузырьков (кипения) на стенке; эффективный коэффициент теплоотдачи при этом достигает сотен кВт/(м^2·К); влияние массовой скорости и массового паросодержания на теплоотдачу, по-видимому, несущественно.

Акцент в исследованиях кипения жидких металлов в тепловыделяющих сборках (ТВС) твэлов быстрых реакторов сделан на анализе переходных и аварийных режимов, вызванных резким увеличением мощности и различного рода блокадами проходного сечения активной зоны, остановом циркуляционного насоса (при наличии выбега ротора и без него).

Указанные вопросы потребовали исследования так называемого динамического кипения. Изучение охлаждения активной зоны в режимах, связанных с отключением циркуляционных насосов, приводит к задачам об условиях охлаждения твэлов при пониженных расходах или запаривании ТВС и даже при опрокидывании циркуляции в ТВС.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА

На рис. 1 показан экспериментальный рабочий участок с 7-стержневой сборкой имитаторов твэлов для исследований кипения эвтектического сплава натрий—калий. Геометрические параметры экспериментального контура циркуляции выбраны из условия моделирования гидравлического сопротивления контура циркуляции реактора БН-600.

Стержни-вытеснители используются для воспроизведения «бесконечной» твэльной структуры вокруг энерговыделяющих имитаторов твэлов. Дистанционируются стержни-вытеснители решетками, установленными по две в каждом из четырех сечений по высоте зоны обогрева. Сечения располагаются с шагом 130 мм, расстояния между двумя решетками в сечении 5 мм.

Парные решетки образуют внутренние своеобразные камеры-коллекторы, из которых выводятся термопарные сигналы и осуществляются отборы давления.

Длина зоны обогрева 420 мм. Перед ней имеется участок гидродинамической стабилизации длиной 165 мм. После зоны обогрева установлен подвижный 7-стержневой пучок трубок длиной 200 мм, который может быть отодвинут от нее на расстояние до 300 мм непосредственно в процессе кипения теплоносителя, что, вероятно, позволит оценить влияние этого фактора на процесс кипения. В первой серии экспериментов используются трубки с шероховатостью 0,15 мкм, во второй — с шероховатостью 1,25—0,63 мкм.

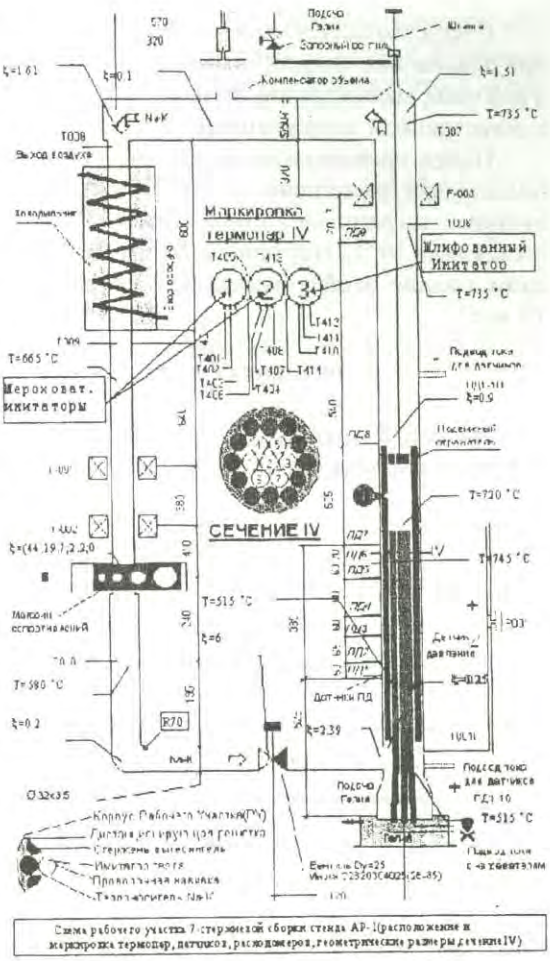


Схема рабочего участка 7-стержневой сборки стенда АР-1(расположение и маркировка термопар, датчиков, расходомеров, геометрические размеры датчика IV)

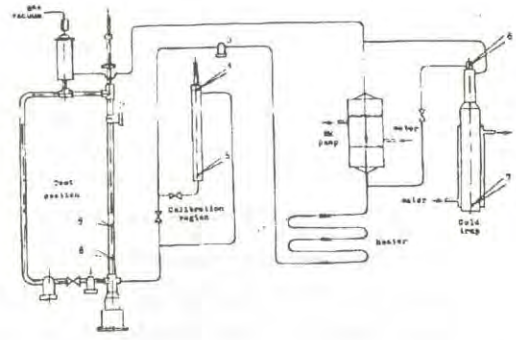
Р и с. 1. Схема экспериментальной модели

Подключение электропитания имитаторов твэлов осуществляется в специальной камере, размещенной в нижней части рабочего участка и заполненной гелием. В ходе эксперимента давление газа в камере может изменяться.

Для обеспечения работы потенциометрических датчиков паросодержания используется отдельный источник постоянного тока, значение которого поддерживается неизменным в ходе экспериментов и составляет 75 А.

ЦИРКУЛЯЦИОННЫЙ КОНТУР СТЕНДА АР-1 С ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫМ РАБОЧИМ УЧАСТКОМ

На рис. 2 показан циркуляционный контур, к которому подключен экспериментальный участок для проведения исследований кипения жидкометаллического теплоносителя в сборке имитаторов твэлов. Контур включает кроме рабочего участка электромагнитный насос, подогреватель теплоносителя, устройство для тарировки магнитных расходомеров тепловым методом, а также холодную ловушку.



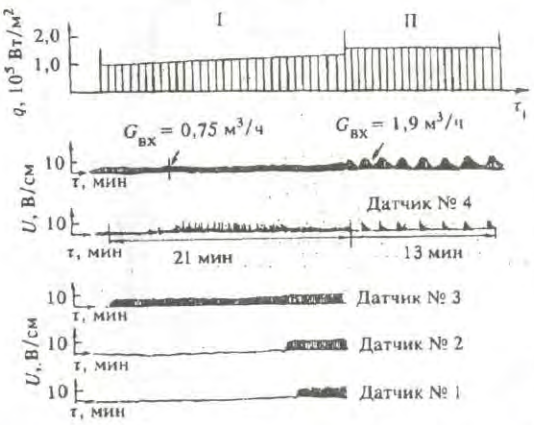
Р и с. 2. Схема циркуляционного контура: *1—3* — расходомеры; *4—7* — термопары; *8, 9* — термопары для тарировки расходомеров

Стенд позволяет моделировать переходные процессы с кипением жидкого металла при повышении мощности или падении расхода жидкого металла в контуре циркуляции в режимах вынужденной конвекции или при изменении мощности, давления в режимах с естественной циркуляцией.

Перед проведением экспериментов в течение трех суток непрерывно осуществлялась очистка теплоносителя. При этом температурный режим работы холодной ловушки поддерживался таким образом, чтобы температура теплоносителя в зоне отстоя составляла 30 °С (термопара № 7). По кривой растворимости окислов в натрий-калиевом сплаве этой температуре соответствует концентрация окислов, равная 5—10 вес%.

РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

На рис. 3 приведены запись расхода и показания четырех потенциометрических датчиков паросодержания, расположенных в различных сечениях по высоте рабочего участка. Датчики № 1, 2 и 3 установлены на расстояниях 68, 194 и 398 мм от начала зоны обогрева и находятся в пределах зоны энерговыделения. Датчик № 4 — на расстоянии 970 мм от начала зоны обогрева, т.е. расположен выше зоны энерговыделения.



Р и с. 3. Характеристики первого (I) и второго (II) режимов кипения в модельной ТВС теплоносителя на входе в модельную сборку

При давлении теплоносителя в зоне энерговыделения, равном $p = 0{,}06$ МПа, кипение возникало при плотности теплового потока $q = 117$ кВт/м^2. Кипение начиналось в самом конце зоны энерговыделения (датчик № 3) и по мере увеличения подводимой к рабочему участку мощности постепенно распространялось на всю зону энерговыделения (датчики № 1 и 2). При этом расход теплоносителя на входе в рабочий участок оставался практически неизменным на уровне тех значений, которые устанавливались в контуре до начала кипения. Такой характер процесса сохранялся до тех пор, пока кипение не охватывало всю зону энерговыделения.

Этот режим кипения с устойчивым неизменным расходом и плотностью теплового потока вплоть до $q = 133$ кВт/м^2 условно был назван первым режимом.

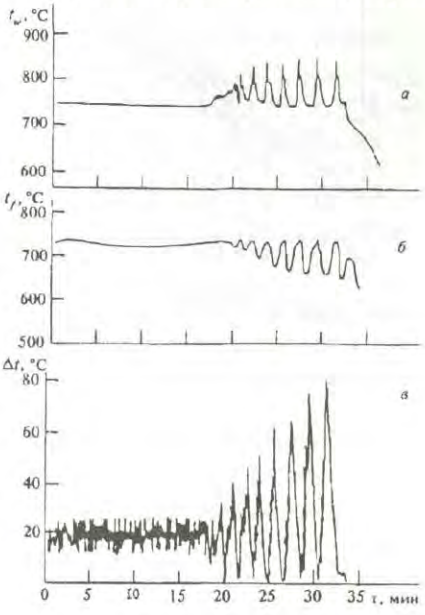
При дальнейшем увеличении подводимой к рабочему участку тепловой мощности наблюдался переход к пульсирующему — второму режиму кипения. Этот режим проявлялся как периодический процесс: сначала происходило запаривание зоны энерговыделения, затем образовавшаяся паровая пробка всплывала, а освобождающаяся от нее зона обогрева заполнялась «холодным» теплоносителем, поступающим на вход рабочего участка. Как видно из рис. 3, во время образования паровой пробки расход теплоносителя снижался почти до нулевого значения, а в момент ее всплытия резко возрастал. Сигнал потенциометрического датчика паросодержания на выходе из сборки имитаторов (датчика № 4) во втором режиме кипения приобретал аналогичный расходному пульсирующий характер. В этом режиме $q = 151$ Вт/м^2.

Таким образом, эксперименты показали, что при $q = 100 \div 133$ кВт/м^2 и расходе теплоносителя $G = 0{,}75$ м^3/ч наблюдался устойчивый процесс теплосъема от сборки имитаторов твэлов за счет кипения теплоносителя.

С увеличением плотности теплового потока до 150 Вт/м^2 процесс кипения становился пульсирующим, расход периодически снижался почти до нулевого значения, а затем резко возрастал. На рис. 4 приведены температурные характеристики, отражающие динамику теплового режима кипящей сборки. Как видно из рисунка, при первом режиме кипения температура стенок имитаторов на выходе из зоны обогрева (сечение) оставалась неизменной и составляла 740 °С. Во втором (пульсирующем) режиме наблюдались резкие всплески температуры стенок с амплитудами до 90 °С.

На рис. 4 показано изменение температуры теплоносителя на выходе из зоны обогрева в том же сечении. В первом (устойчивом) режиме кипения температура теплоносителя не менялась и составляла 730 °С, т.е. практически равнялась температуре насыщения, соответствующей давлению 0,06 МПа. В пульсирующем режиме температура теплоносителя колеблется вследствие пульсаций расхода, когда при резком периодическом возрастании расхода в зону обогрева поступают большие порции «холодной» жидкости.

На рис. 4 показано изменение в процессе кипения разности температур стенка—жидкость. В устойчивом режиме кипения эта разность составляла в среднем 20 °С, а в пульсирующем наблюдались резкие колебания температуры стенок имитаторов, которая сильно возрастала по мере роста энерговыделения и доходила до 80—90 °С.



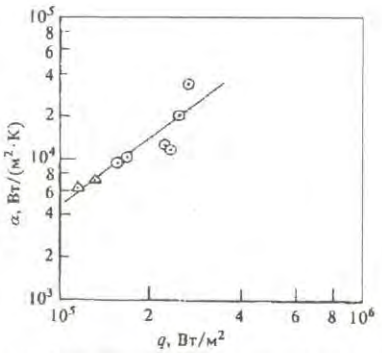
Р и с. 4. Изменение температуры стенки имитаторов твэлов (*а*), теплоносителя (*б*) на входе из зоны обогрева (сечение IV) и разность температур стенка—жидкость в сечении III (*в*)

Сигналы датчиков кипящей сборки имитаторов были записаны на ленте магнитофона, а затем обработаны на ПЭВМ с целью определения корреляционных зависимостей между отдельными контролируемыми параметрами исследуемого процесса кипения. Результаты обработки показали, что температурный перегрев стенок имитаторов по отношению к теплоносителю и показания датчика паросодержания на выходе из рабочего участка сильно коррелированы с расходом теплоносителя на входе.

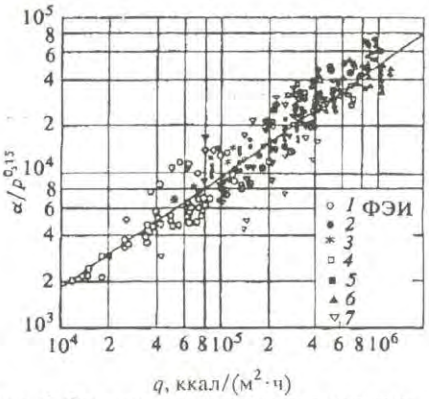
КОЭФФИЦИЕНТ ТЕПЛООТДАЧИ ПРИ КИПЕНИИ

Значения коэффициента теплоотдачи, полученные в экспериментах, зависят от плотности теплового потока. Наблюдается рост коэффициента теплоотдачи с ростом теплового потока (рис. 5). Вследствие небольшого изменения скорости циркуляции зависимость коэффициента теплоотдачи от скорости выявить не удается.

Значение коэффициента теплоотдачи для неустойчивого кипения не отличается существенно от значения для устойчивого кипения. Сопоставление экспериментальных данных по коэффициенту теплоотдачи с данными, полученными при кипении калия в трубах диаметром 4—10 мм в диапазоне 0,2—4 бар, $x = 0{,}04 \div 0{,}8$, $\rho W = 22 \div 1490$ кг/(м^2·с), $q = 10^5 \div 1{,}4 \cdot 10^6$ Вт/м^2,



Р и с. 5. Зависимость изменения коэффициента теплоотдачи в 7-стержневой сборке от удельной плотности теплового потока на поверхности имитаторов твэлов: Δ — первая, ⊙ — вторая серия экспериментов



Р и с. 6. Сравнение экспериментальных данных по теплоотдаче [4] при кипении жидких металлов с данными ФЭИ (○)

обработанными в виде зависимости $\alpha/\rho^{0,15}$ от q, показывает их удовлетворительное согласование (сравнение экспериментальных данных по теплоотдаче приведено на рис. 6).

Поэтому коэффициент теплообмена при кипении эвтектического сплава натрий—калий в пучках стержней может описываться зависимостью для кипения калия в круглой трубе:

$$\alpha = 3q^{0,7}p^{0,15}, \qquad (1)$$

[q], Вт/м^2; [p], бар.

Анализ, проведенный в [3, 4, 6, 10], показал, что теплообмен при кипении в трубе жидких металлов (натрия, калия, ртути, цезия и др.) описывается единой зависимостью, близкой к зависимости для кипения металла в большом объеме.

Для расчета теплообмена при кипении натрия в пучке стержней с относительным шагом решетки 1,18 в диапазоне тепловых потоков от 117 до 170 кВт/м^2 рекомендуются следующие зависимости: для $p/p_{cr} = 4\cdot10^{-5}\div10^{-3}$

$$\alpha = 9{,}28(q^2\lambda' r\rho'/\sigma T_s^2)^{1/3}(p/p_{cr})^{0,45}; \qquad (2)$$

для **«Ошибка! Закладка не определена»** $p/p_{cr} = 10^{-3}\div2\cdot10^{-2}$

$$\alpha = 1{,}16(q^2\lambda' r\rho'/\sigma T_s^2)^{1/3}(p/p_{cr})^{0,15}. \qquad (3)$$

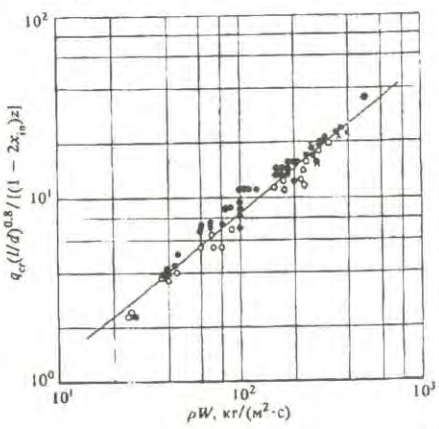
Здесь q, Вт/м^2; r, Дж/кг; σ, Н/м^2; λ', Вт/(мК); ρ, кг/м^3; T_s, К. А также в критериальном виде [11]:

$$Nu = 8{,}7\cdot10^4\cdot Pe^{0,7}\cdot K_p^{0,7}, \qquad (4)$$

где $Nu = \alpha l/\lambda$; $Pe = (q/r\rho'')\,c_p'\rho'(l/\lambda')$.

КРИТИЧЕСКИЙ ТЕПЛОВОЙ ПОТОК

В эксперименте при плотности теплового потока 151 кВт/м^2 амплитуда пульсаций температуры в сечении на выходе из участка энерговыделения, амплитуда пульсаций температуры имитаторов твэлов и в жидкости резко возросли, что является предвестником кризиса теплообмена.



Р и с. 7. Зависимость относительного значения критического теплового потока от массовой скорости теплоносителя по данным [10] и ФЭИ (*)

Таким образом, в данных экспериментах были получены единственные приближенные данные по критической тепловой нагрузке в режимах естественной циркуляции. Сравнение полученного значения с зависимостью, представленной в [10], показывает (рис. 7), что полученное значение q_{cr} близко к зависимости, описанной формулой

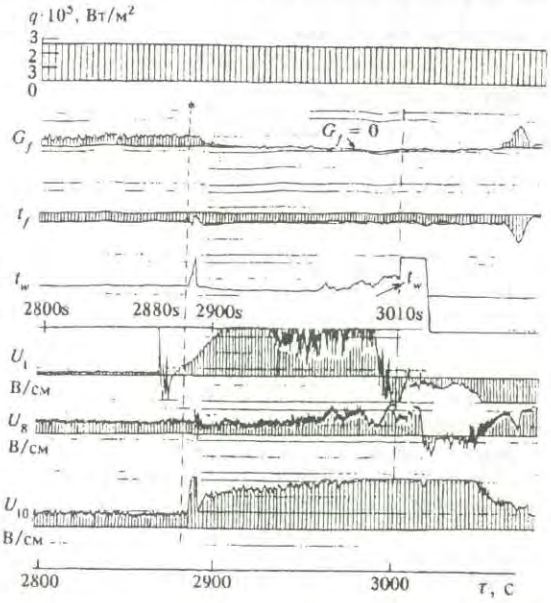
$$q_{cr} = 0{,}216r(1-2x_1)(\rho W)^{0,807}(d/l)^{0,8}. \qquad (5)$$

По единственной полученной точке невозможно дать надежные рекомендации для расчета q_{cr} в пучке твэлов. Необходимы дополнительные эксперименты и более глубокий анализ результатов.

ВЛИЯНИЕ РЕЗКОГО СБРОСА ДАВЛЕНИЯ

Рассмотрим результаты эксперимента по кипению при сбросе давления в циркуляционной петле. Сброс давления с 0,06 до 0,05 МПа был осуществлен в момент времени 2800 с с начала эксперимента. В течение более чем 100 с снижение давления не вызвало видимых изменений в ходе кипения, затем произошел первый бросок давления, сопровождавшийся резким скачком температуры стенок имитаторов, быстрым изменением значений сигналов всех других датчиков и выбросом из рабочего участка некоторого количества теплоносителя (рис. 8). В это время расход теплоносителя на входе в рабочий участок упал до нулевого значения и началось уменьшение амплитуды сигнала магнитного расходомера на выходе из рабочего участка. Через некоторое время сигнал выходного расходомера упал до нуля, что свидетельствовало о заполнении рабочего участка паром и отсутствии в нем жидкости.

Испарение жидкости закончилось спустя приблизительно 3000 с после начала кипения. В этот момент процесс стал неуправляемым, приобрел взрывной характер. Произошел второй, более сильный бросок давления, сопровождавшийся также выбросом теплоносителя через расширительный бачок рабочего участка. Температура стенок имитатора превысила 1100 °С (предел регистрации), оболочки имитаторов расплавились на участке длиной около 50 мм вблизи конца зоны энерговыделения. Сами нагревательные элементы (спирали из молибденовой проволоки) не пострадали.



Р и с. 8. Изменение характеристик процесса кипения натрий-калиевого сплава во времени

В дальнейшем наблюдались повторный залив теплоносителя зоны обогрева и пульсации расхода на выходе из участка энерговыделения вследствие испарения холодного теплоносителя на раскаленных частях зоны энерговыделения.

Результаты исследований указывают, что сброс давления в режиме аварийного расхолаживания представляет серьезную угрозу безопасности функционирования активной зоны быстрого реактора.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Экспериментальные данные указали на особенности процесса кипения эвтектического натрий-калиевого сплава в пучке имитаторов твэлов в контуре с естественной циркуляцией и позволили получить некоторые данные по характеристикам процесса:

— режим устойчивого статистического кипения в сборке имеет место лишь в ограниченной области тепловых потоков, его граница и условия перехода в неустойчивое кипение определяются многими факторами;

— развитие неустойчивого режима с большими пульсациями температуры и расхода может приводить к кризису теплоотдачи, по существу отсутствует запас до достижения кризиса;

— температурный напор стенка—жидкость в режиме устойчивого кипения составляет 15—20 °С, в режиме неустойчивого кипения 25—50 °С;

— достижение кризиса с осушением стенки канала приводит к быстрому перегреву оболочки имитаторов твэлов с достижением температур, превышающих температуру плавления стали оболочки имитатора;

— данные по теплоотдаче удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными по теплопередаче при кипении жидких металлов в трубах и в большом объеме;

— полученное единственное соотношение для критического теплового потока при кипении в пучке гладких трубок удовлетворительно согласуется с данными при кипении жидких металлов в трубах и в кольцевом зазоре.

Создана техническая технологическая научная база для проведения экспериментов по кипению. В дальнейших экспериментах необходимо:

— определить область устойчивого кипения жидкометаллического теплоносителя в зависимости от различных параметров и факторов;

— развить аппарат критериального анализа процессов теплообмена при кипении жидких металлов в каналах;

— изучить условия неразрушения оболочек имитаторов в условиях кипения жидкого металла.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Zeigarnick Yu, Litvinov V.D.** Heat transfer and pressure drop in sodium boiling in tubes. — Nucl. Sci. and Design, vol. 72, № 1.
2. **Dwyer O., Hsu C.** Evaporation of the microlayer in hemispherical bubble growth in nucleate boiling of liquid metals. — Intern. J. of Heat and mass Transfer, 1976, vol. 19, № 2, p. 185.
3. **Субботин В.И., Сорокин Д.Н. и др.** Теплообмен при кипении жидких металлов в условиях естественной конвекции. — М.: Наука, 1969.
4. **Боришанский В.М., Кутателадзе С.С. и др.** Жидкометаллические теплоносители. — М.: Атомиздат, 1976.
5. **Кириллов П.Л.** Теплообмен при течении жидких металлов в круглой трубе (одно- и двухфазные потоки): Дис. на соиск. степ. док. техн. наук, ИВТАН. — М., 1968.
6. **Shah M.M.** A survey of experimental heat transfer data for nucleate and poll boiling of liquid metals and new correlations. — Intern. J. of Heat and Fluid Flow, 1992, vol. 13, № 4, p. 370—379.
7. **Chang S.H., Lee Y.B.** A new critical heat flux model for liquid metals under low heat flux-low flow conditions. — Nucl. Eng. and Design, 1994, vol. 148, № 3, p. 487—498.
8. **Kaizer A., Huber F.** Sodium boiling experimental a low power under natural convection. — Nucl. Eng. and Design, 1987, vol. 100, № 3, p. 367—376.
9. **Yamaguchi K.** Flow pattern and dryout under sodium boiling conditions. — Nucl. Eng. and Design, 1987, vol. 9, p. 247—263.
10. **Kottowski H.M., Savateri C.** Evaluation of sodium incident overheat measurements with regard to the importance of experimental and physical parameters. — Intern. J. of Heat and Mass Transfer, 1977, vol. 20, № 42, p. 1281—1300.
11. **Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П.** Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). — М.: Энергоатомиздат, 1988.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 1997 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 87—94.

УДК 621.039

ЭКСПЕРИМЕНТЫ ПО ПОВТОРНОМУ ЗАЛИВУ НА МОДЕЛИ ТВС ВВЭР

В.В. Ложкин, А.П. Колмаков, Б.И. Куликов,

В.Ю. Лихачев, В.М. Лощинин, О.А. Судницын,

ГНЦ РФ ФЭИ, 249020, Обнинск, Калужская обл., пл. Бондаренко, 1

Представлены результаты экспериментально-расчетных исследований процесса повторного залива семистержневой модели топливной сборки реактора ВВЭР с имитатором твэлов косвенного обогрева. Исследовано влияние режимных параметров и конструктивных особенностей активной зоны реактора ВВЭР на скорость фронта смачивания и температурные режимы.

CORE REFLOODING EXPERIMENTS WITH A WWER-TYPE FUEL ASSEMBLY MODEL.
V.V. LOZHKIN, A.P. KOLMAKOV, B.I. KULIKOV, V.Yu. LIKHACHEV, V.M. LOSHININ, O.A. SUDNITSIN.
The results of experimental and compulational investigations of reflood process on 7-rod WWER-type fuel assembly model with undirect heated fuel elements are presented. The influence of regime parameters and design peculiarities of WWER core on wetting front velocity and temperature regimes was investigated.

Важной теплофизической проблемой безопасности является повторное смачивание (ПС) нагретой поверхности твэлов. Режим ПС может иметь место при различных типах аварий АЭС от малых течей до максимальных проектных аварий. Экспериментальные исследования теплогидравлических процессов при повторном заливе проведены в основном для реакторов типа PWR, в то время как для ВВЭР пока еще используются консервативные подходы, не позволяющие оценить действительные запасы и резервы.

Это связано с тем, что активные зоны реакторов типа ВВЭР имеют определенные отличия от зон PWR: бесчехловые ТВС, большее количество дистанционирующих решеток, в сечении ТВС значительное число труб СУЗ и стержней СВП с малым тепловыделением, дырчатая плита над активной зоной и свободные зоны для поперечного перемещения теплоносителя на верхней и нижней границах зоны тепловыделения. В большинстве известных работ влияние этих факторов не исследовалось.

В данном сообщении изложены результаты экспериментов и сравнительных расчетов по коду RELAP-5/3 по повторному заливу, выполненные для адекватных условий.

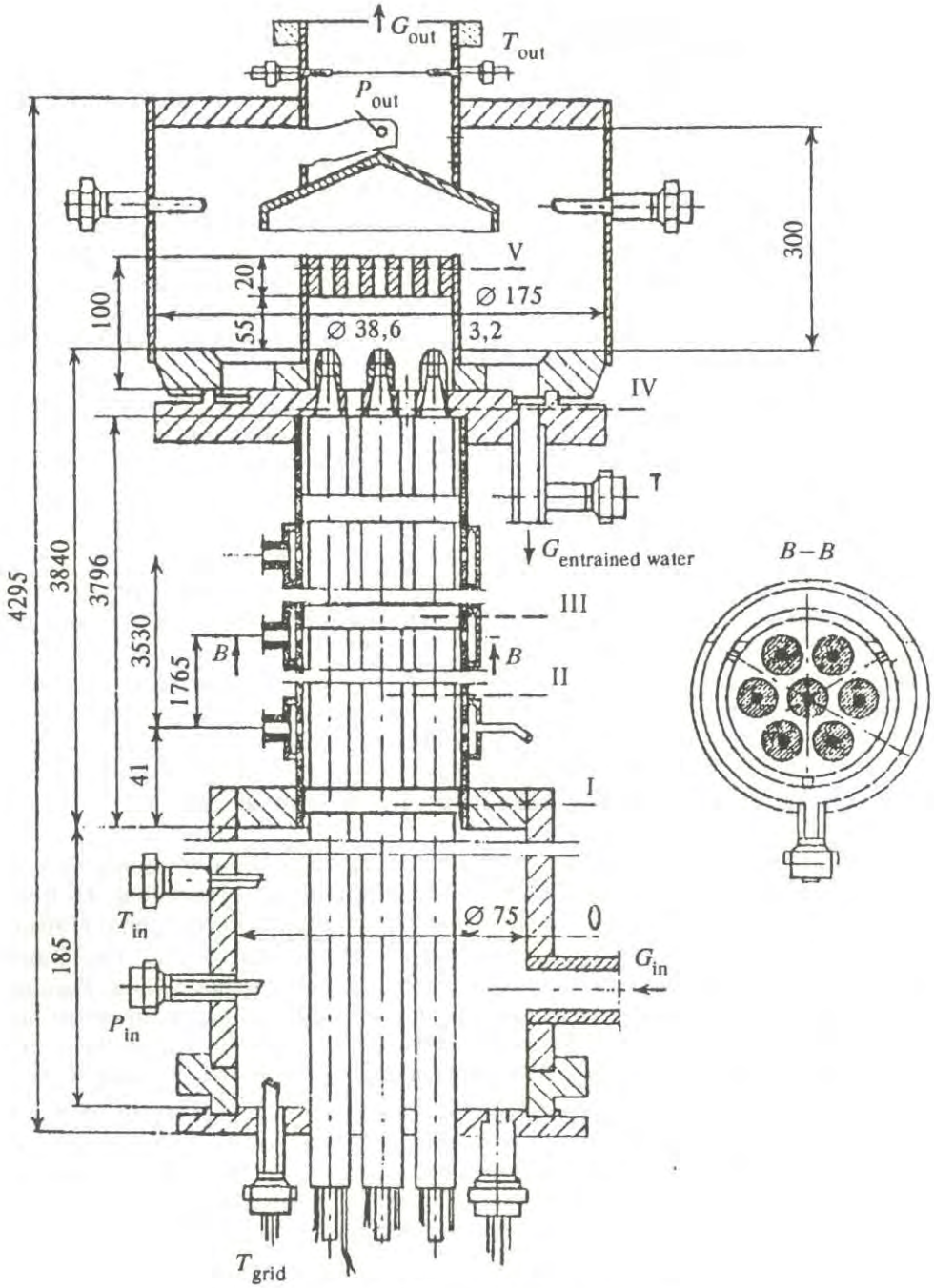
Цель исследования состояла в получении экспериментальных данных, определяющих влияние на теплоотдачу и скорость фронта смачивания: скорости залива (расхода), температуры воды на входе, давления, а также «холодных» пятен в виде одного или двух отключенных стержней и наличия дырчатой плиты над зоной обогрева, необходимых для последующей проверки и верификации замыкающих корреляций и расчетных кодов.

Опыты проводились на рабочем участке, представляющем собой семистержневую полномасштабную по высоте модель ТВС ВВЭР-1000 в круглом корпусе (рис. 1). Корпус, нижняя и верхняя камеры имеют высокоэффективную теплоизоляцию. Имитаторы твэлов косвенного обогрева, изготовленные в ФЭИ, имеют средний наружный диаметр оболочки из нержавеющей стали 9,15 мм и толщину стенки 0,6 мм. Распределение тепловыделения — неравномерное, пятиступенчатое, с коэффициентом неравномерности по высоте 1,62. Нагреватель — нихромовый стержень переменного диаметра 4—2,5 мм длиной 3530 мм. Электроизоляция нагревателя от оболочки — уплотненная до 3 г/см^3 окись магния. Внутри каждого имитатора размещено 6 ХА кабельных термопар диаметром 1 мм. В состав пучка входят имитаторы трех типов, отличающиеся местами размещения термопар по высоте и углу (рис. 2, 3). Стержни в пучке расположены по треугольной решетке с шагом 12,75 мм и дистанционируются решетками, изготовленными из штатных ячеек. Решетки установлены вдоль пучка с шагом 255 мм.

На петле и модели установлены датчики и аппаратные средства для измерения: давления на входе и выходе; расхода жидкости на входе и пара на выходе; количества унесенной влаги; температуры потока теплоносителя на входе и выходе и в ячейках пучка, стенки имитаторов, корпуса рабочего участка и изоляции; мощности, выделяемой на пучке стержней; перепадов давления на обогреваемой части пучка и сосуде для сбора унесенной влаги. Измерения наиболее ответственных параметров дублировались.

Перед началом опытов датчики и вторичная аппаратура прошли градуировку и метрологическую поверку. Класс точности датчиков и аппаратуры 0,2—0,5%.

Сбор и первичная обработка информации проводились быстродействующей компьютерной системой (КССОД) на базе IBM совместимой PC-486 с частотой ввода-вы-



Р и с. 1. Схема рабочего участка

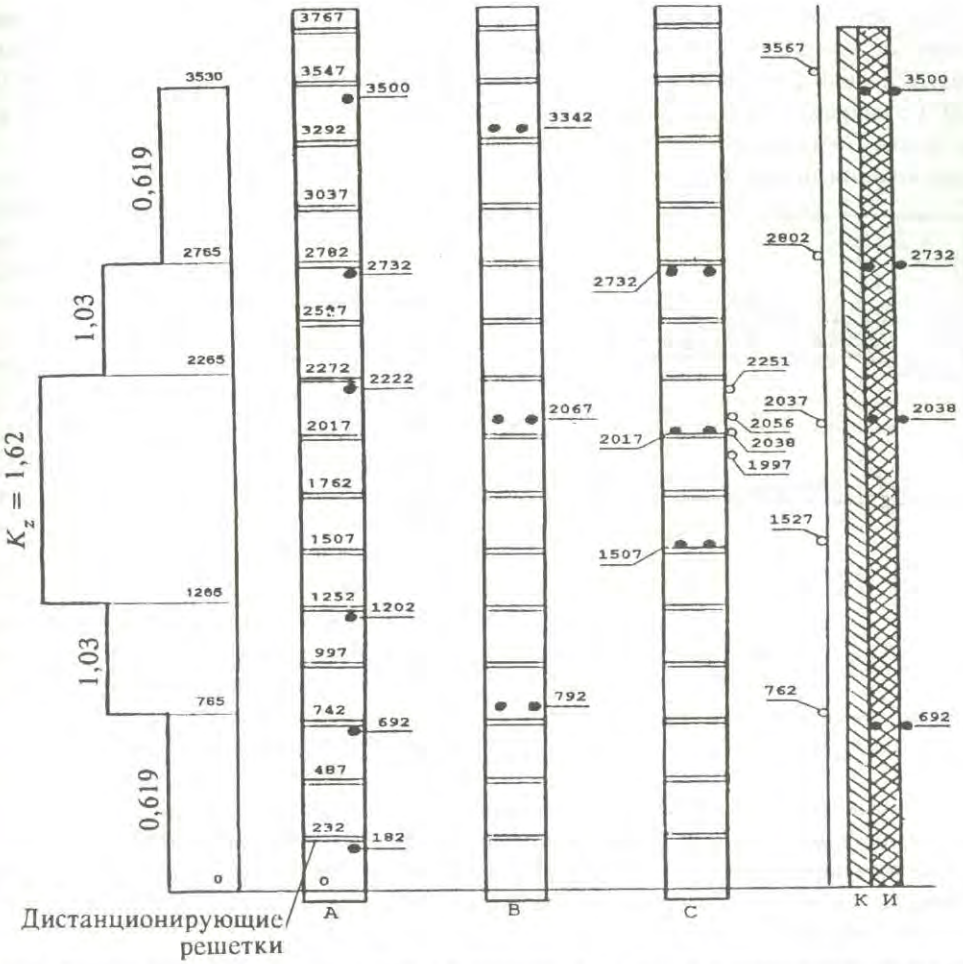
вода 90 кГц. Система состоит из аппаратурной части (нормирующие усилители, мультиплексор, измерительные платы, PC) и программного обеспечения.

Система позволяет измерять, фиксировать информацию по 256 каналам с интервалом измерений от 0,5 до 2 с и накапливать более 1000 замеров на каждый измерительный канал в одном опыте и обеспечивает в реальном масштабе времени:

— контроль текущих значений режимных параметров с усреднением по шести замерам и их отклонения от заданных;

— регистрацию показаний от выбранных датчиков с заданным интервалом опроса;

— преобразование показаний датчиков из электрических в физические величины;

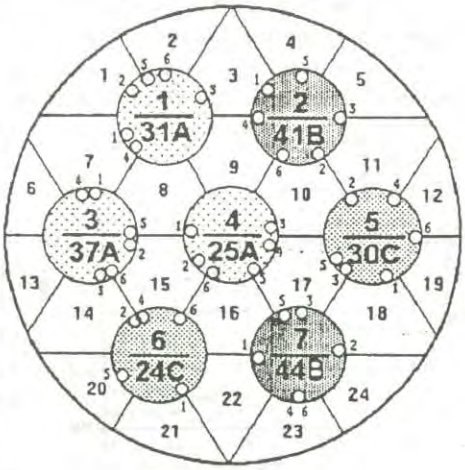


Р и с. 2. Профиль тепловыделения по высоте и расположение термопар в экспериментальном участке: А, В, С — типы имитаторов; К — корпус; И — изоляция; ●, ○ — термопары для измерения температуры стенки и жидкости соответственно

— по достижении заданной величины сигнала на выбранных каналах выработку управляющего сигнала.

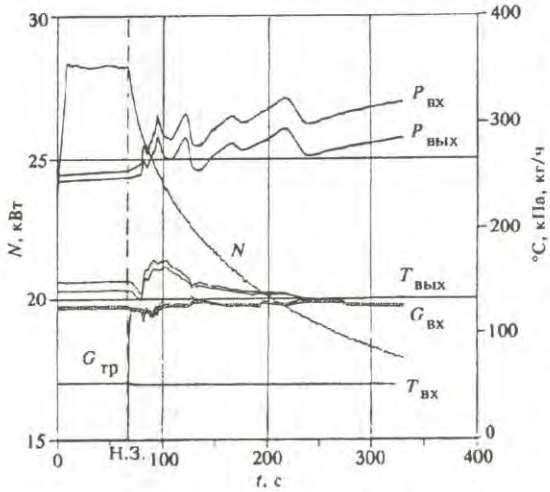
Метрологические испытания показали, что класс точности измерительного тракта системы 0,3%. В результате суммарная погрешность измерения параметров в эксперименте в табличном варианте вывода информации составила: давление 0,5%; расход 2%; перепад давления 1%; мощность 1%; температура 1%.

Исследования проведены при давлениях от 0,15 до 0,5 МПа, скоростях залива от 15,0 до 1,5 см/с, температурах воды на входе от 50 до 140 °С, максимальной стартовой температуре стержня 700 °С и мощности, выделяемой на пучке, 28 и 40 кВт, что соответствовало максимальной линейной мощности на одном стержне 1,8 и 2,5 кВт/м соответственно, с дырчатой плитой и без нее, с одним и двумя отключенными стержнями.



Р и с. 3. Схема расположения стержней в пучке: над чертой — номер стержня в пучке, под чертой — тип стержня, маленькие кружки — термопары имитаторов

Предварительные испытания и основные серии опытов по повторному заливу проводились по соответствующим методикам. На предварительной стадии измерялись: тепловые потери с корпуса рабочего участка при изменении его температуры от 100 до 700 °С; гидравлическое сопротивление модели при различных расходах и температурах воды. Собственно опыты начинаются с осушения и прогрева рабочего участка и оборудования петли паром рабочего давления (рис. 4). После осушения и прогрева на пучок стержней подается мощность; включается система сбора информации и регулирования мощности. Мощность автоматически выводится на заданный уровень и удерживается постоянной. По достижении температурой внутренней стенки оболочки любого имитатора стартовой температуры 700 °С КССОД выдает управляющий сигнал на быстродействующий клапан для включения расхода воды через рабочий участок и систему управления мощностью для снижения мощности по закону остаточного тепловыделения. Опыт и регистрация параметров продолжаются до тех пор, пока по показаниям всех термопар пучка не будет зафиксировано наступление повторного смачивания. После этого мощность на пучке стержней снижается до нуля, а поток теплоносителя переключением быстродействующего клапана направляется по байпасной линии в бак. Качество каждого опыта оценивалось по точности поддержания параметров и балансу массы жидкости, поступившей в рабочий участок, находящейся в нем и вышедшей в виде пара и жидкости, накопленной в сосуде для сбора унесенной влаги.

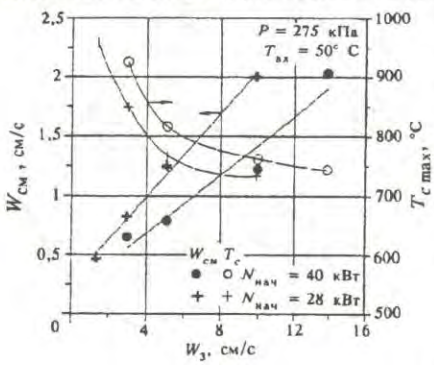


Р и с. 4. Режимные параметры. P = 276 кПа; $w_з$ = 5,1 см/с; $T_{вх}$ = 51 °С

Эксперимент сопровождался численными пред- и послетестовыми расчетами по коду RELAP-5/3. Предварительные расчеты проводились с целью прогнозирования возможной максимальной температуры оболочки стержней, нагревателя, корпуса и возможного времени залива сборки.

Результаты опытов показали качественно схожий с другими работами [1—10] характер влияния режимных параметров:

— увеличение стартовой (начальной) мощности пучка приводит к росту максимальной температуры оболочки стержня и увеличению времени до наступления повторного смачивания (т.е. к уменьшению средней по высоте скорости фронта повторного смачивания);



Р и с. 5. Зависимость средней скорости фронта смачивания и максимальной температуры имитаторов от скорости залива и начальной мощности пучка

— снижение расхода охлаждающей воды оказывает аналогичное влияние (рис. 5). При скорости залива 1,5 см/с максимальная температура стержня могла достигать 1000—1100 °С, а время завершения повторного смачивания 1000—1500 с;

— увеличение давления с 0,15 до 0,5 МПа при постоянных мощности, скорости залива, недогрева незначительно увеличивает максимальную температуру, зато резко снижает время залива (более чем в 3 раза);

— уменьшение недогрева охлаждающей воды несколько увеличивает время наступления ПС, слабо отражаясь на максимальной температуре (рис. 6);

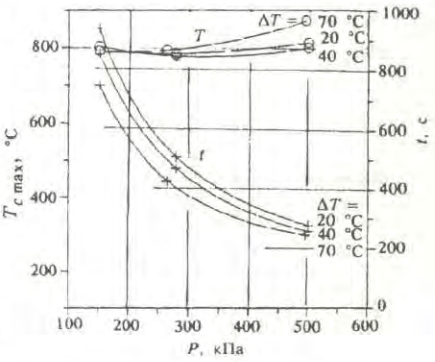
— отключение мощности от центрального или бокового стержня либо не меняет, либо немного снижает максимальную температуру остальных стержней и уменьшает время наступления ПС при малых массовых скоростях (рис. 7);

— постановка дырчатой плиты за зоной обогрева привела, вероятно, к некоторому изменению профиля скоростей по сечению пучка и, как следствие, смещению максимальных значений температуры с центрального на боковые стержни с незначительным (50—70 °С) уменьшением их уровня. Одновременно возросло время до наступления ПС (рис. 8);

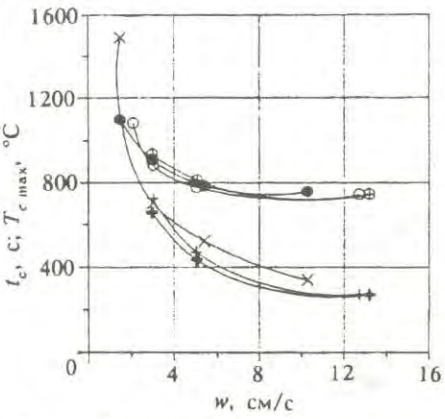
— измерения температур теплоносителя по сечению пучка над дистанционирующей решеткой показали разницу 15 с во времени достижения температуры насыщения T_s в боковой и центральной ячейках. Измерения температур решетки в узком и широком зазоре между стержнями в том же сечении дали разницу во времени достижения T_s до 30 с, что указывает на возможность более позднего наступления повторного смачивания в узком зазоре;

— аналогичные измерения по высоте канала между двумя решетками подтвердили роль решеток в качестве концентраторов капель и интенсификаторов теплообмена. Так, когда температура потока в сечении выше на 20 мм над решеткой была на уровне T_s, в 20 мм ниже нее и в 200 мм над ней она составляла около 500 °С, что указывает на возможность возникновения фронта повторного смачивания над решеткой раньше, чем под решеткой (рис. 9);

— измерения температур по всей высоте канала показали, что при скорости залива 5,0 см/с

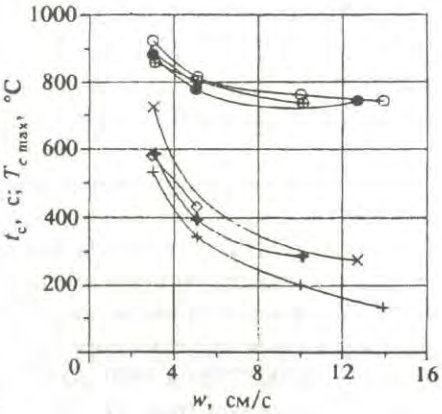


Р и с. 6. Зависимость времени залива и максимальной температуры имитаторов от давления



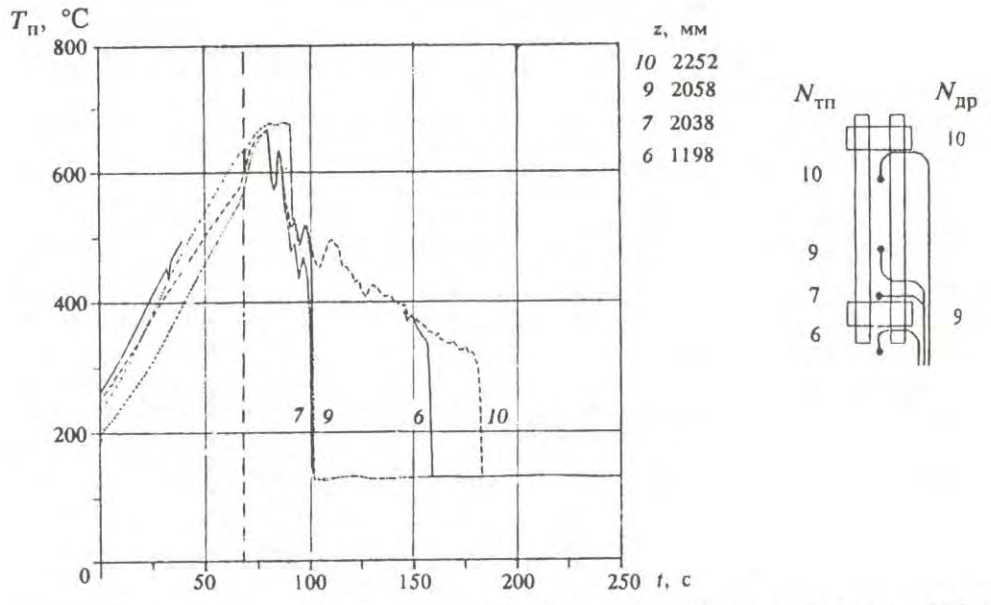
Р и с. 7. Зависимость времени залива и максимальной температуры при отключении центрального и бокового стержней. P = 275 кПа, Q = 2,55 кВт/м, $T_{вх}$ = 90 °С

Время ПС	Температура	Число стержней
+	○	7
✚	⊗	6 (откл. центр)
×	●	6 (откл. боков)

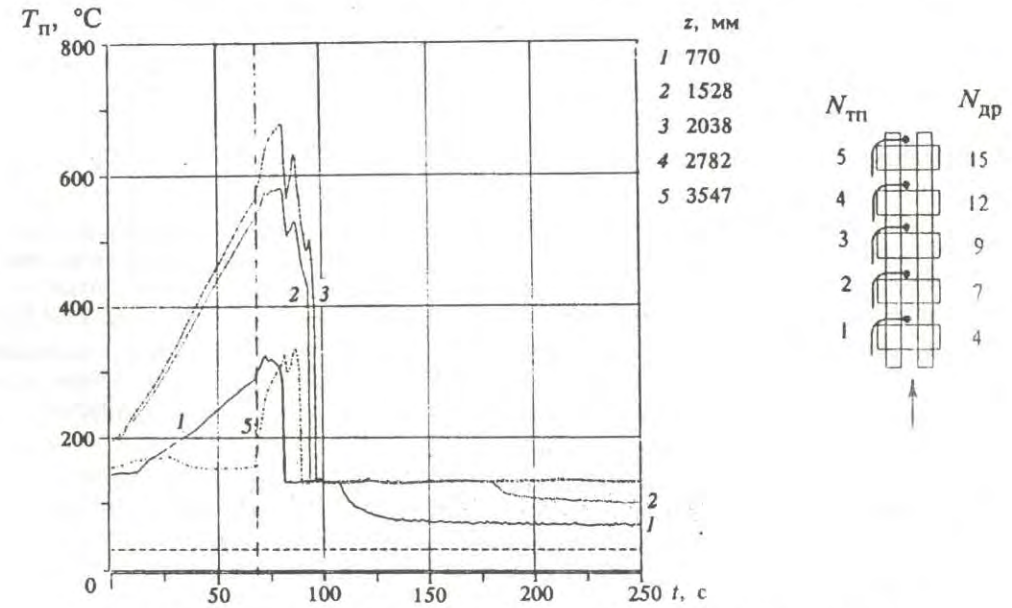


Р и с. 8. Зависимость времени залива и максимальной температуры при установлении дырчатой плиты. P = 275 кПа, Q = 2,55 кВт/м

Время ПС	Температура	$T_{вх}$, °С
+	○	50 (без плиты)
✚	⊗	90 (без плиты)
×	●	50 (с плитой)
◇	△	90 (с плитой)



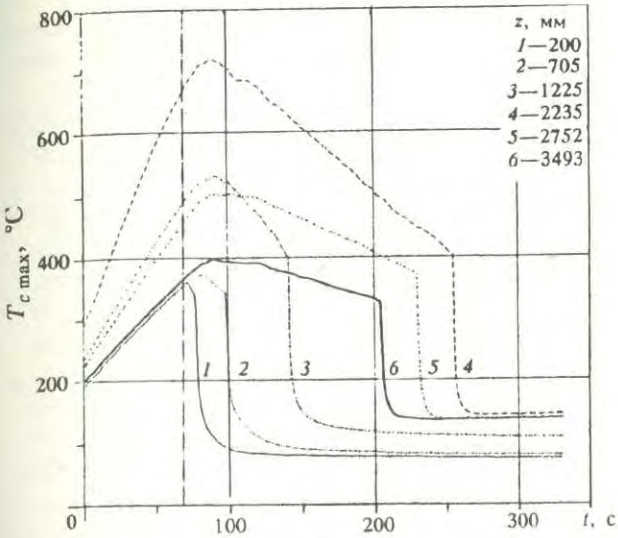
Р и с. 9. Температура потока в ячейке 17. P = 276 кПа, $w_з$ = 5,1 см/с, $T_{вх}$ = 51 °С, Q = 1,8 кВт/м

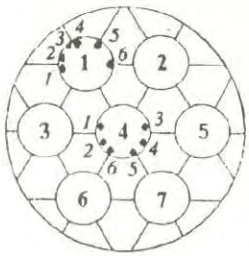


Р и с. 10. Температура потока в ячейке 15. Параметры те же, что на рис. 9

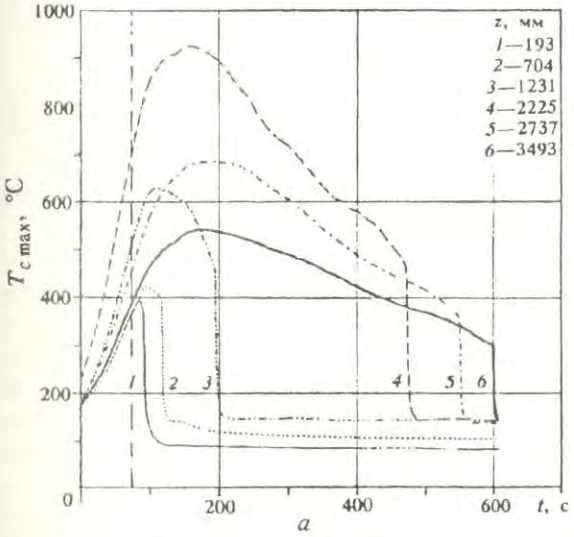
уже через 30 с пароводяная смесь достигает выхода из канала и наступает повторное смачивание термопары на выходе (5), причем значительно раньше, чем у термопар, расположенных на первой половине канала (рис. 10). Это указывает на возможность наступления повторного смачивания на выходных участках раньше, чем в центральных, т.е. возникновения дополнительных фронтов смачивания;

— результаты этих измерений вполне согласуются с данными измерения температурных режимов оболочек имитаторов, когда более раннее наступление повторного смачивания в верхней части канала в зависимости от сочетания режимных параметров и положения имитатора в сечении имело место в любом из трех сечений расположения термопар в 2200, 2730 и 3500 мм от начала обогрева с более ранним приходом фронтов на боковые стержни (рис. 11, 12). При этом на показания термопар (на момент сни-

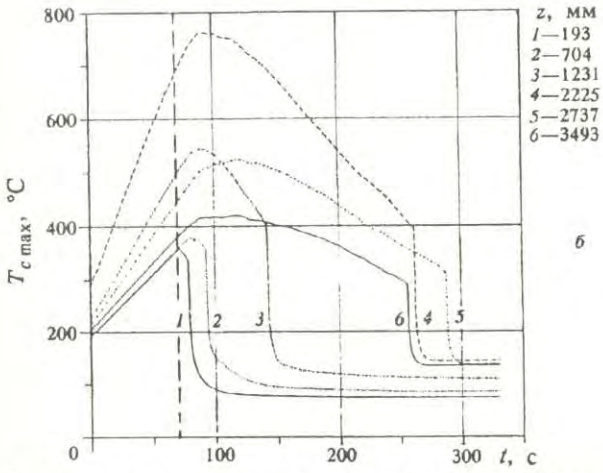




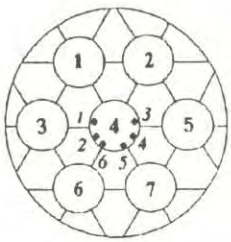
Р и с. 11. Температура 1-го стержня. Параметры те же, что на рис. 9



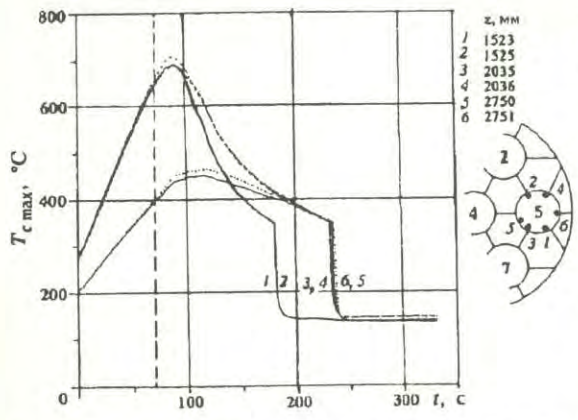
а



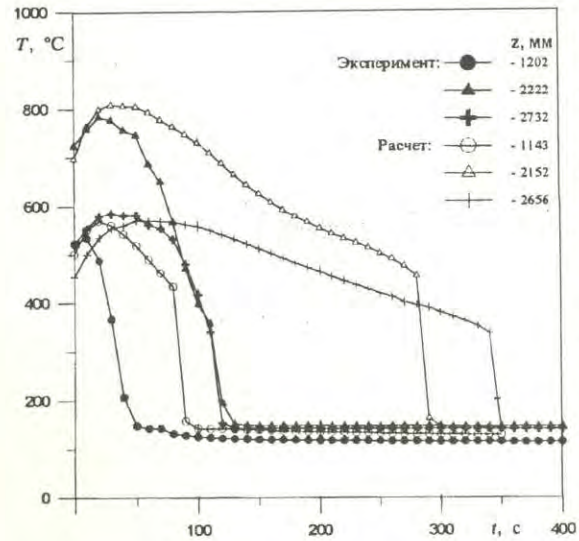
б



Р и с. 12. Температура 4-го стержня при P = 274 кПа, $w_з$ = 3,0 см/с, $T_{вх}$ = 51 °С, Q = 2,55 кВт/м (*а*) и при P = 276 кПа, $w_з$ = 5,1 см/с, $T_{вх}$ = 51 °С, Q = 1,8 кВт/м (*б*)



Р и с. 13. Температура 5-го стержня при тех же параметрах, что на рис. 12, *б*



Р и с. 14. Сравнение экспериментальных и расчетных результатов по изменению температуры стенки центрального стержня. $P = 276$ кПа, $w = 5{,}0$ см/с, $T_{вх} = 50$ °С, $Q = 2{,}55$ кВт/м

жения температуры) практически не влияет их азимутальное расположение (рис. 13). Возможно, последнее связано с большим вкладом перетечек тепла по оболочке стержня и по кольцу, фиксирующему горячий спай термопары.

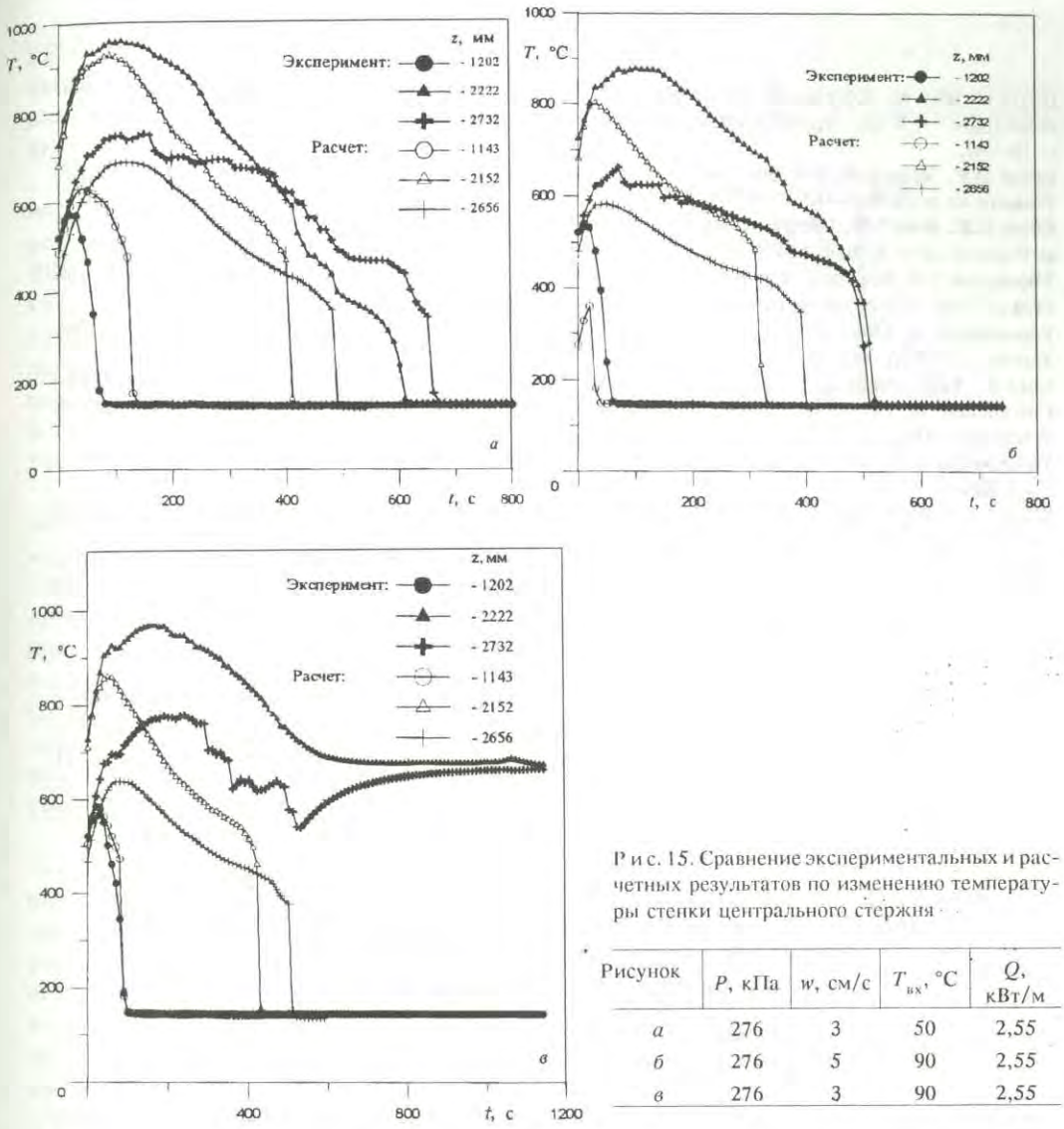
По программе RELAP-5/3 проведены расчеты теплогидравлических характеристик в сборке при условиях, адекватных экспериментальным. В тепловой части сборка моделируется тремя тепловыми структурами: корпусом, центральным стержнем и группой периферийных стержней, между которыми учитывается радиационный теплообмен. Варианты расчета охватывали практически весь диапазон экспериментальных режимов.

Получено, что при средних и высоких скоростях подачи воды ($w_з \geq 5$ см/с) фронт смачивания продвигается существенно быстрее, чем в эксперименте (рис. 14). С уменьшением скорости подачи воды ($w_з \leq 3$ см/с), недогрева или мощности согласование расчетных и экспериментальных результатов улучшается (рис. 15, *а*, *б*). Однако при одновременном снижении недогрева и скорости подачи воды в сборку согласование расчетных и экспериментальных результатов вновь ухудшается. Теперь более быстрое продвижение фронта повторного смачивания наблюдается в эксперименте, а в расчете наступление повторного смачивания в сборке затягивается или не получено вовсе (рис. 15, *в*).

Из результатов численного моделирования следует, что начальная стадия разогрева и повторного залива до достижения максимальной температуры стенки моделируется удовлетворительно, но с удалением от входа усиливается влияние переходного и пленочного режимов теплообмена и результаты расчета начинают заметно отклоняться от экспериментальных. Это характерно для всех рассмотренных вариантов.

При численном моделировании повторного залива практически не получено влияния количества решеток на теплогидравлику в модели ТВС: результаты расчетов при наличии 13, 15 или только 8 решеток различаются незначительно.

Из вышеизложенного следует, что модель теплообмена и прежде всего в переходном и пленочном режимах, заложенная в программе RELAP-5/3 для повторного залива, не адекватна реальным физическим процессам в модели ТВС ВВЭР и нуждается в коррекции. Кроме этого, в алгоритм программы необходимо ввести механизмы, моделирующие воздействие дистанционирующих решеток на поток двухфазного теплоносителя.



Р и с. 15. Сравнение экспериментальных и расчетных результатов по изменению температуры стенки центрального стержня

Рисунок	P, кПа	w, см/с	$T_{вх}$, °С	Q, кВт/м
а	276	3	50	2,55
б	276	5	90	2,55
в	276	3	90	2,55

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Неравномерное распределение тепловыделения по высоте и наличие дистанционирующих решеток в семистержневой модели ТВС ВВЭР предопределяет образование нескольких фронтов повторного смачивания в верхней половине зоны нагрева при повторном заливе снизу.

2. Установка дырчатой (дроссельной) плиты выше зоны обогрева и отключение мощности от одного имитатора привели к незначительным изменениям в максимальной температуре имитаторов и времени наступления повторного смачивания пучка.

3. Расчеты по коду RELAP-5/mod3 дают удовлетворительное совпадение с опытными данными для начальной стадии разогрева и повторного залива, а также по максимальным значениям температур имитаторов твэлов, и значительное расхождение по времени наступления повторного смачивания, что на сегодня ограничивает его использование в расчетах применительно к РУ ВВЭР.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Блага В., Юка М., Котрнох Й.** Особенности процесса послеаварийного охлаждения в каналах реальной геометрии. — В кн.: Труды теплофизического семинара стран СЭВ. — Росток, 1986, Тф-86, т. 1, с. 78—90.
2. **Elliott D.F., Rose P.W.** The Quenching of a Heated Surface by a Film of Water in a Steam Environment at Pressure up to 53 Bar. AEEW-M-976, 1970.
3. **Elliott D.F., Rose P.W.** The Quenching of a Heated Zircaloy Surface by a Film of Water in a Steam Environment at Pressure up to 53 Bar. AEEW-M-1-27, 1971.
4. **Thompson T.S.** Rewetting of a hot surface, heat transfer 1974. — In: Proc. 5th Int. Heat Transfer Cof. (Tokyo, Sept. 1974), vol. 4, paper D13, p. 139—143.
5. **Yamanouchi A.** Effect of core spray cooling in transient state after loss of-coolant accident. — Nucl. Sci. Technol., 1968, p. 547—558.
6. **Elias E., Yadigaroglu G.** The Reflooding Phase of the LOCA — State of the Art. II. Rewetting and Liquid Entrainment in Two-Phase Flows and Heat Transfer/Eds. S. Kakac and T.N. Veziroglu, Hemisphere, Washington, D.C., 1977, vol. 2.
7. **Yadigaroglu G.** The reflooding phase of the LOCA in PWRs. Part I: Core heat transfer and fluid flow. — Nucl. Safety, 1978, vol. 19, p. 20—36.
8. **Elias E., Yadigaroglu G.** The reflooding phase of the LOCA in PWRs. Part II: Rewetting and liquid entrainment. — Ibid., p. 160—175.
9. **Yu K.-P.** An Experimental Inverstigation of Reflooding of a Bare Tubular Test Section, Ph.D. thesis, Department of Nuclear Engineering, University of California, Berkeley, 1978.
10. **Yu S.K.W., Farmer P.R., Coney M.W.E.** Methods and correlations for the prediction of quencing rates on hot surfaces. — Int. J. Multiphase Flow, 1977, vol. 3, p. 415—443.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 1997 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 94—104.

УДК 621.039.553.34

ВЛИЯНИЕ ГИДРОЗАТВОРА НА НЕСТАЦИОНАРНЫЕ ПРОЦЕССЫ В ПЕРВОМ КОНТУРЕ УСТАНОВКИ ВВЭР ПРИ АВАРИИ ТИПА БОЛЬШАЯ ТЕЧЬ

Р.С. Пометько, Н.И. Перепелица,

ГНЦ РФ ФЭИ, 249020, Обнинск, Калужская обл., пл. Бондаренко, 1

Приведены результаты экспериментального исследования процессов, связанных с образованием гидрозатвора при разрыве холодного трубопровода интегральной многокассетной модели установки ВВЭР-1000. Для исследования структуры течения теплоносителя в модели гидрозатвора использовалась видеосъемка и измерялось истинное объемное паросодержание.

THE EFFECT OF WATER SEAL LOOP ON TRANSIENT PROCESSES IN WWER PRIMARY CIRCUIT DURING A LARGE BREAK LOCA ACCIDENT. R.S. POMET'KO, N.I. PEREPELITSA. The results of an experimental study of processes related to the formation of a water seal at a cold pipe line in the integral multibundle WWER-1000 reactor model have been presented. To investigate the coolant flow pattern in the water seal, videofilming of void fraction measurement was taken.

Среди вопросов безопасности АЭС особое место занимают аварийные режимы, связанные с разгерметизацией первого контура реакторных установок. В каждой из установок могут наблюдаться свои особенности и закономерности. Одной из таких особенностей при разрыве холодного трубопровода в реакторах ВВЭР-440 и ВВЭР-1000 является возможность образования гидрозатвора в области насоса и связанных с этим неустойчивых режимов в первом контуре установки.

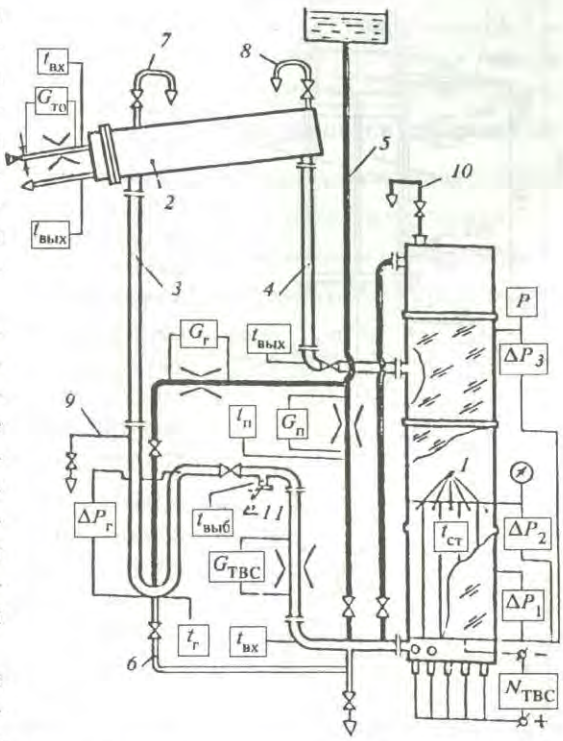
Объем экспериментальных исследований по данному вопросу весьма ограничен [1, 2]. Анализ имеющихся результатов указывает на необходимость дальнейшего исследования проблемы гидрозатвора с целью тестирования имеющихся и разрабатываемых расчетных программ безопасности.

К настоящему времени в ФЭИ на интегральной многокассетной модели установки ВВЭР получены экспериментальные результаты по исследованию процессов, связанных с образованием гидрозатвора при разрыве холодного трубопровода. Схема интегральной установки приведена на рис. 1. В данной статье представлены результаты этих исследований.

Интегральная установка в высотном масштабе 1:5 моделирует одну из четырех циркуляционных петель реактора ВВЭР-1000. В установку входят: пятикассетная тепловыделяющая сборка (ТВС) *1*; теплообменник — аналог парогенератора *2*; подводящая *3* и отводящая *4* линии, имитирующие холодный и горячий трубопроводы главного контура.

Пять кассет модели ТВС *1* приближенно соответствуют поперечному размеру активной зоны реактора ВВЭР-1000 (при выбранном масштабе 1:5) от ее центра по линии радиуса до периферии. Каждая из кассет содержит по 14 стержневых имитаторов косвенного нагрева диаметром 9,1 мм и обогреваемой длиной 0,7 м. Расстояние между имитаторами, расположенными в треугольной упаковке, составляет 12,75 мм.

Подводящая линия *3*, включающая U-образный элемент, имитирует холодный трубопровод циркуляционной петли с гидрозатвором в месте установки насоса. Отводящая линия *4* имитирует соответственно горячий трубопровод реактора ВВЭР-1000. Для имитации разрыва холодного трубопровода использовалось ответвление *11* с ДУ40. Вытекающий через это ответвление теплоноситель собирался в мерную емкость. В отдельных сериях опытов это ответвление соединялось с дренажной линией, находящейся при атмосферном давлении.

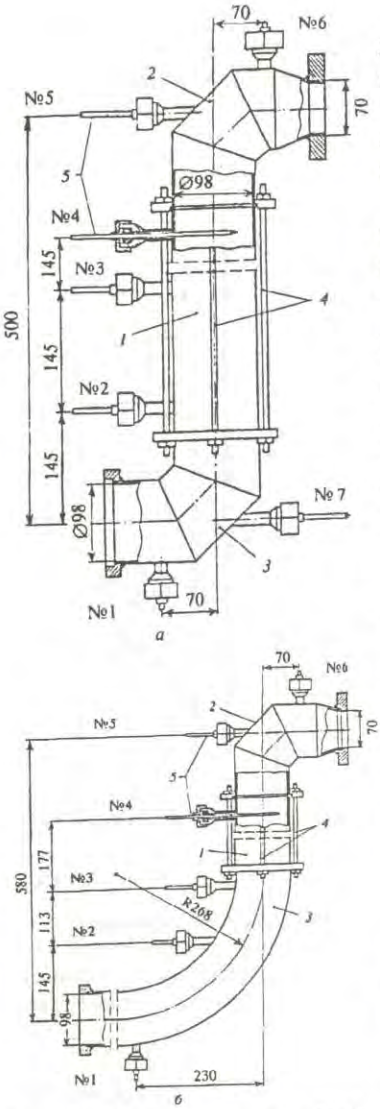


Р и с. 1. Схема экспериментальной установки: *1* — ТВС; *2* — теплообменник; *3* — подводящая линия; *4* — отводящая линия; *5* — линия подпитки; *6* — байпас гидрозатвора; *7—10* — воздушники; *11* — сечение разгерметизации

Моделью гидрозатвора на холодном трубопроводе являлись сменные U-образные элементы внутренним диаметром 70 и 98 мм. При этом сменным был и восходящий участок U-образного элемента. В опытах использовались участки гидрозатвора с резким и плавным поворотными коленьями (рис. 2, *а*, *б*). На этих участках была предусмотрена возможность установки как датчиков замера паросодержания, так и прозрачной вставки из кварцевого стекла.

В установке обеспечивались требуемые условия подпитки для формирования гидрозатвора. Для этой цели использовалась гидроемкость с трубопроводом *5* (см. рис. 1). При этом одна часть теплоносителя подавалась через расходомер $G_г$ в нижнюю часть гидрозатвора, а другая — через аналогичный расходомер $G_п$ на подпитку модели зоны. Поступающая в гидрозатвор жидкость имитировала поступление конденсата из расхоложенного парогенератора (или работу системы подпитки).

Для моделирования теплогидравлических процессов в реакторе ВВЭР-1000 при наличии описанной выше аварийной ситуации, на наш взгляд, необходимо выполнение по крайней мере двух условий:



Р и с. 2. Восходящие участки U-образного элемента с резким (*а*) и плавным (*б*) поворотными коленьями: *1* — трубчатая вставка ∅ 102×2 из Х18Н10Т или из кварцевого стекла; *2*, *3* — соответственно верхний и нижний поворотные патрубки; *4* — крепежные шпильки; *5* — датчики паросодержания

— обоснованный выбор диапазона мощностей модели, обеспечивающего получение результатов в представляющей интерес области режимных параметров;

— обеспечение необходимых условий подобия в ходе эксперимента, что связано в первую очередь с подпиткой установки теплоносителем.

Диапазон мощностей для модели был выбран исходя из соотношения поперечных размеров модели и зоны РУ. Этому соотношению на уровне остаточного тепловыделения в реакторе отвечают мощности модели до ~ 50 кВт. Весьма большие неопределенности имеются при выборе величин расхода подпитки в модели гидрозатвора и зоны. При этом в реальной установке подаваемая вода, хотя и предназначена для охлаждения зоны, часть ее может поступать непосредственно в сечение разрыва и в гидрозатвор. Источником воды для гидрозатвора может быть также конденсат, поступающий из расхоложенного парогенератора аварийной петли. Исходя из данного масштаба модели расходы на ее подпитку могут быть 0,5—1,0 м^3/ч. Однако при подаче в зону недогретой воды значительная часть мощности ТВС уходит на ее подогрев. Поскольку для опытов с гидрозатвором важен в первую очередь расход генерируемого пара, то представляется возможным уменьшить расходы подпитки с соответствующим снижением мощности модели зоны. На данном этапе общий расход подпитки в модель зоны и гидрозатвор не превышал 300 кг/ч.

Остановимся кратко на методике проведения опытов. Вначале подавался требуемый по условиям эксперимента расход $G_{\text{п}}$ на подпитку модели зоны. После заполнения зоны и модели опускной камеры (где установлен расходомер, обозначенный $G_{\text{ТВС}}$ на рис. 1) излишки теплоносителя выливались через сечение разгерметизации. При этом уровень теплоносителя в модели зоны соответствовал нижней образующей холодного трубопровода и был выше верхнего края ТВС (как в аналогичных условиях в реакторной установке).

После этого осуществлялась подача мощности на ТВС и подача воды в модель гидрозатвора. Генерируемый в модели зоны пар прогревал теплообменник *2* и поступал в холодный трубопровод. На пути к сечению разгерметизации пар встречал холодную водяную пробку в U-образном элементе трубопровода. В зависимости от условии в такой ситуации наблюдалось до трех режимов работы контура (см. дальше по тексту). Отметим, что в начальной стадии опыта на ТВС подавалась достаточно высокая мощность, при которой имел место только устойчивый режим работы контура. Этот режим характеризовался отсутствием жидкости в модели гидрозатвора и наличием над ТВС слоя кипящего теплоносителя. Затем мощность ТВС постепенно понижалась с фиксацией как начальной, так и конечной границ неустойчивого режима работы контура. Причем для каждой величины мощности ТВС регистрация режимных параметров осуществлялась только после выхода установки на достаточно постоянный по частотам и амплитудам характер процесса.

В проведенных сериях опытов имитировался «горячий парогенератор», т.е. охлаждающая его вода отсекалась и незначительная конденсация пара могла осуществляться только за счет потерь тепла в окружающую среду.

Для регистрации измеряемых параметров использовалась система сбора данных со скоростью опроса датчиков ~ 1 кГц, включающая персональный компьютер PC 286.

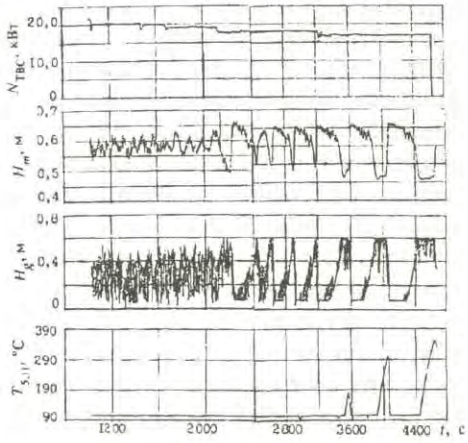
Основными среди измеряемых параметров (регистрируемых с периодичностью 1—3 с или непрерывно на пишущие приборы) были: мощность тепловыделения в модели зоны $N_{\text{ТВС}}$, давление в модели корпуса $P_{\text{м}}$, перепады давлений на модели корпуса ΔP_3 и ТВС ΔP_2, перепад давления на гидрозатворе $\Delta P_{\text{г}}$, расходы подпитки в гидрозатвор $G_{\text{п}}^{\text{г}}$ и в модель зоны $G_{\text{п}}^{\text{ТВС}}$, температуры подпиточной $t_{\text{п}}$ и выбрасываемой через сечение разгерметизации воды $t_{\text{выб}}$, температура имитаторов твэлов в области осушения.

По результатам измерений ΔP_2, ΔP_3 и $\Delta P_{\text{г}}$ определялись величины массовых уровней теплоносителя в моделях ТВС H_m и гидрозатвора H_g. Дополнительно проводились расчетные оценки величин расходов выбрасываемой воды $G_{\text{выб}}$ и генерируемого в установке пара G'', который покидал установку вместе с водой через сечение разгерметизации.

Типичная картина динамики величин массовых уровней теплоносителя и температуры стенки имитатора твэлов в зависимости от мощности ТВС при наличии U-образного элемента внутренним диаметром 98 мм приведена на рис. 3. Из него видно, что по мере снижения мощности ТВС наблюдаются два режима:

— устойчивый с незначительными колебаниями массового уровня, характеризующийся практически полным выбросом жидкости из гидрозатвора и наличием над ТВС слоя кипящего теплоносителя;

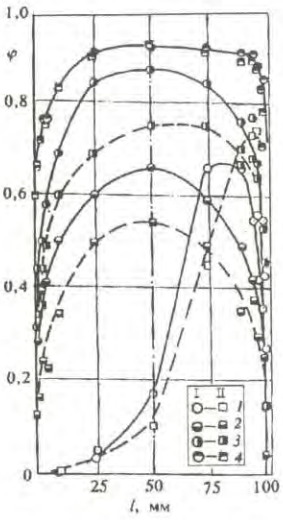
— неустойчивый режим, характеризующийся периодическим выбросом жидкости из гидрозатвора с последующим его заполнением и периодическим снижением физического уровня теплоносителя над моделью зоны вплоть до ее частичного осушения. При этом амплитуды колебаний массовых уровней в зоне и гидрозатворе, находящиеся по времени в противофазе друг к другу, с уменьшением мощности существенно увеличиваются. По мере снижения мощности возрастает и период колебаний. Можно отметить, что накопление жидкости в гидрозатворе протекает достаточно медленно (минуты), а ее выброс происходит весьма быстро (секунды).



Р и с. 3. Динамика изменения массовых уровней в гидрозатворе, модели зоны и температуры стенки имитаторов твэлов при уменьшении мощности ТВС (выброс теплоносителя из сечения разгерметизации через дренажную линию). $G_{\text{п}}^{\text{г}} = 60$ кг/ч, $G_{\text{п}}^{\text{ТВС}} = 80$ кг/ч

Из рис. 3 можно видеть, что данный опыт был прекращен при мощности ТВС ~ 17 кВт ввиду существенного повышения температуры стенки имитаторов. Если же не возникает ограничений по температуре стенки (что в некоторых случаях имеет место при других параметрах), то дальнейшее снижение мощности может привести к новому устойчивому режиму. В отличие от вышеуказанного, он характеризуется практически полностью залитым гидрозатвором и частично осушенной зоной.

Следует также отметить, что в исследованном диапазоне режимных параметров качественный характер динамики контура для гидрозатворов внутренним диаметром 70 и 98 мм практически одинаков.



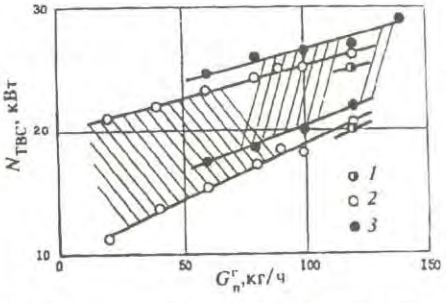
Р и с. 4. Распределение истинного объемного паросодержания по проходному сечению модели гидрозатвора при расходах подпитки в гидрозатвор 60 кг/ч и в ТВС 80 кг/ч для мощностей: 35 кВт (I) и 25 кВт (II): *1—4* — соответственно в сечениях расположения датчиков № 1—4, показанных на рис. 2

Кроме этого, в отдельных опытах проводилась видеосъемка процессов через прозрачную вставку, а также измерялось истинное объемное паросодержание φ на горизонтальном и восходящем участках гидрозатвора (рис. 4). Видеосъемка процессов осуществлялась как в устойчивом, так и в неустойчивом режиме с помощью видеокамеры «Панасоник» NV-M900EN. Измерение φ проводилось только на стадиях устойчивого режима контура, характеризующегося низким содержанием жидкости в гидрозатворе, с помощью датчиков кондуктометрического типа, расположенных по схеме, показанной на рис. 2.

Результаты проведенной видеосъемки выявили важное качественное отличие наблюдаемых в вертикальном участке гидрозатвора процессов от хорошо известных барботажных процессов в объемах. Если в барботажных аппаратах имеют место пузырьковые или сильно турбулентные двухфазные потоки, то в гидрозатворе, в нижней половине его восходящего участка, наблюдается более-менее регулярное появление и разрушение пробок жидкости.

В условиях устойчивого режима работы контура (начальная стадия опытов) на указанном участке наблюдается небольшая короткоживущая (доли секунды) пробка жидкости, через которую проскакивают паровые конгломераты (снаряды). С понижением мощности ТВС высота и время жизни пульсирующей пробки заметно увеличиваются. При фиксации начала неустойчивого режима высота пробки жидкости начинает превышать половину высоты восходящего участка и ее последующий быстрый выброс происходит с некоторой периодичностью. Отметим, что в условиях неустойчивого режима работы рост высоты пробки жидкости происходит довольно медленно (минуты), а через жидкость прорываются отдельные небольшие скопления пузырьков пара.

Результаты измерения истинного объемного паросодержания приведены на рис. 4. Как видно из этого рисунка, наиболее существенное изменение φ (от 0 до 0,75) происходит в горизонтальной части восходящего участка непосредственно перед поворотом, что естественно связано с частичной сепарацией фаз. С увеличением расстояния по высоте восходящего участка гидрозатвора вид зависимости φ от расстояния до стенки трубы приобретает симметричную форму параболы (с возрастанием количества жидкости при перемещении от оси трубы к ее стенке). В верхней части восходящего участка, на расстоянии $-1/d > 3$ вид данной зависимости приближается к плоскому, а значение φ возрастает до 0,8—0,9.

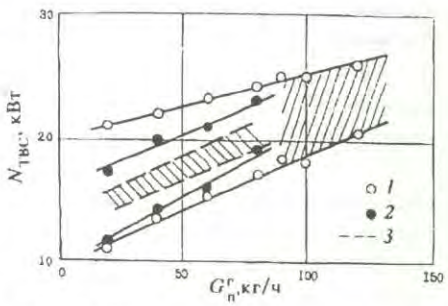


Р и с. 5. Влияние расходов подпитки в зону и гидрозатвор с резким поворотным коленом на область неустойчивого режима (заштрихована) при выбросе теплоносителя из сечения разгерметизации непосредственно в атмосферу: *1, 2, 3* — расход подпитки в зону соответственно 60, 80 и 120 кг/ч

В ходе опытов также было выявлено, что местоположение области неустойчивого режима в исследованном диапазоне изменения мощности ТВС и особенно ее граница со стороны высоких значений мощности зависит главным образом от величины расхода подпитки в гидрозатвор, геометрии восходящего участка гидрозатвора и от условий выброса теплоносителя из сечения разгерметизации (рис. 5, б). За максимальную граничную величину мощности в данном случае принята мощность ТВС, при которой резко увеличивалась амплитуда колебаний перепадов давления и появлялась отчетливая структура коле-

баний периодического характера (при понижении $N_{ТВС}$, см. рис. 4, при $t = 250$ °С). За минимальную граничную величину мощности принято значение, при котором период колебаний перепада давления в зоне резко увеличивается.

Как видно из рис. 5, 6, максимальные граничные величины мощности ТВС для области неустойчивого режима присущи гидрозатвору с резким поворотом потока нижней части вертикального участка гидрозатвора при выбросе теплоносителя из сечения разгерметизации непосредственно в атмосферу. При этом размер области неустойчивого режима по мощностям ТВС для такого гидрозатвора составляет 20—45% от верхней границы неустойчивости. Повышение величины расхода подпитки в гидрозатвор и в модель зоны приводит к смещению этой области в сторону более высоких мощностей как нижней, так и верхней границ неустойчивости.



Р и с. 6. Влияние геометрии гидрозатвора на область неустойчивого режима (заштрихована) при расходе подпитки в зону 80 кг/ч: *1*, *2* — соответственно с резким и плавным поворотными коленами при выбросе теплоносителя из сечения разгерметизации непосредственно в атмосферу; *3* — с резким поворотным коленом при выбросе теплоносителя через дренажную линию

Такое поведение границ может быть объяснено тем, что для исследуемых процессов важны в первую очередь расходы пара, поступающего в гидрозатвор. Увеличение же расхода подпитки в модель зоны требует увеличения мощности на подогрев теплоносителя. Аналогичным образом увеличение расхода подпитки в гидрозатвор также приводит к дополнительной конденсации поступающего в него пара и некоторому смещению границы неустойчивости в сторону более высоких мощностей (см. рис. 5, 6).

Изменение условий движения двухфазного потока теплоносителя в гидрозатворе при изменении поворотного колена (от резкого к плавному) существенно (на 10%) уменьшает область неустойчивого режима при неизменном расходе подпитки (см. рис. 6). Из рис. 6 также видно, что подсоединение дренажной линии к сечению разгерметизации заметно уменьшило область неустойчивого режима.

Таким образом, проведенные опыты показали, что при сопоставимых расходах подпитки в экспериментальной и реакторной установках пульсационный (неустойчивый) режим работы контура с периодическим заливом и осушением гидрозатвора и соответствующими колебаниями уровня теплоноситель в зоне занимает относительно небольшую область по мощности ТВС. Для исследованных случаев снижение мощности ТВС на ~ 20÷45% от верхней границы неустойчивого режима вызывало переход к режиму с полностью залитым гидрозатвором и, как следствие, с пониженным уровнем теплоносителя в зоне.

Местоположение области неустойчивого режима в исследованном диапазоне мощностей ТВС и соответствующие граничные величины мощности существенно зависят от расходов подпитки и геометрии участка гидрозатвора. Весьма широкую область по мощностям ТВС при $G_п^г = G_п^{ТВС} > 80$ кг/ч может занимать устойчивый режим с полностью залитым гидрозатвором.

Полученные опытные данные могут быть использованы для верификации соответствующих расчетных программ. Вместе с тем необходимо проведение дальнейших исследований для получения информации о механизме протекающих процессов в гидрозатворах с различными размерами, получение для них гидравлических характеристик в стационарных и нестационарных режимах работы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Нигматулин Б.И., Лобачев А.Г., Тихоненко Л.К.** Влияние компоновки трубопроводов первого контура на прохождение аварийных режимов на водо-водяных энергетических реакторах. — Теплоэнергетика, 1994, № 5, с. 43—46.

2. **Туомисто Х.** Эксперименты двухфазного потока в гидрозатворах реактора ВВЭР-1000. — В кн.: Семинар ТФ-88 «Теплотехническая безопасность ядерных реакторов ВВЭР» (Варшава), 1989, т. 2, с. 1—17.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 1997 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 104—110.

УДК 621.039.524.44

ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ ДНИЩА КОРПУСА РЕАКТОРА В ОБОСНОВАНИЕ УДЕРЖАНИЯ КОРИУМА В КОРПУСЕ ВВЭР

Н.С. Грачев, В.А. Грабежная, А.Д. Ефанов, С.Г. Калякин, Н.И. Логинов, А.С. Михеев, Б.А. Чулков

ГНЦ РФ ФЭИ, 249020, Обнинск, Калужская обл., пл. Бондаренко, 1

Приводятся результаты экспериментальных работ по теплообмену при охлаждении модели днища корпуса реактора. Предложены концепции устройств для интенсификации теплосъема, в том числе испарительно-конденсационная система охлаждения корпуса ВВЭР.

INTENSIFICATION OF HEAT EXCHANGE WHEN COOLING THE REACTOR BODY BOTTOM FOR VALIDATION OF CORIUM RETENTION IN THE PWR CORE. N.S. GRACHEV, V.A. GRABEZHNAYA, A.D. YEFANOV, S.G. KALIAKIN, N.I. LOGINOV, A.S. MIKHEEV, B.A. CHULKOV. The experimental results of the heat exchange study concerning the reactor body bottom cooling are presented in the paper. The conceptions of the facilities are also proposed together with the evaporator-condenser system for PWR body cooling.

В настоящее время в основу концепции безопасности АЭС положен принцип глубоко эшелонированной защиты, базирующийся на обеспечении сохранности и эффективности четырех барьеров на пути распространения ионизирующих излучений и радиоактивных веществ в окружающую среду:

— топливной матрицы;
— оболочек тепловыделяющих элементов;
— границы контура теплоносителя, охлаждающего активную зону реактора;
— герметичного ограждения локализующих систем безопасности.

Особую роль играет предпоследний барьер — корпус реактора. При попадании на его днище обломков расплава разрушенной активной зоны за счет остаточного тепловыделения происходит разогрев образовавшегося кориума и при тепловом и физико-химическом взаимодействии с корпусом реактора может произойти его разрушение.

Одним из определяющих факторов для процесса взаимодействия кориума с корпусом реактора являются внешние граничные условия, т.е. теплоотдача от днища реактора и поверхности корпуса.

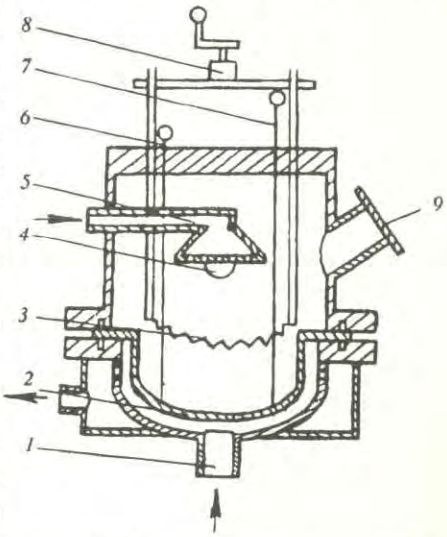
Наружное охлаждение днища и поверхности корпуса путем заполнения бетонной шахты реактора водой является одним из эффективных средств. Необходимым условием такого охлаждения должно быть обеспечение докризисного режима кипения воды на наружной поверхности.

Организация способов существования бескризисного режима теплообмена на наружной поверхности корпуса реактора может быть успешной лишь в том случае, если имеются надежные экспериментальные данные.

К настоящему времени накоплен большой экспериментальный материал, посвященный исследованию теплообмена на обращенной вниз теплопередающей поверхности, каковой является днище корпуса реактора [1—10]. Однако все экспериментальные работы проводились на различных моделях, как мелкомасштабных [1—5], так и крупномасштабных [6—11], но обогреваемых электричеством, кроме CYBL [10]. Крупно-

масштабные установки, позволяющие моделировать протяженность поверхности днища в радиальном направлении, в азимутальном представляют собой плоские неширокие пластины. Например, на установке ULPU-2000 [8] ширина пластины 15 см. Понятно, что в случае плоской геометрии даже в одном направлении эвакуация пара в режиме кипения на наружной поверхности днища будет хуже, чем в случае эллиптической поверхности днища.

В ГНЦ РФ ФЭИ была создана установка, предназначенная как для обоснования возможности удержания расплава активной зоны в корпусе реактора, так и для верификации отдельных блоков расчетного кода КОСТЕР, описывающих развитие тяжелой аварии с расплавлением активной зоны реактора. На рис. 1 показана принципиальная схема установки. Основным ее элементом является модель корпуса реактора в масштабе 1:10 с эллиптическим сменным днищем *2* внутренним диаметром 400 мм, высотой эллиптической части 100 мм; толщина стенки 10 мм. Днище окружено обечайкой, выполненной из нержавеющей стали 12Х18Н10Т. По образованному кольцевому зазору в 16 мм осуществляется циркуляция воды или воздуха, охлаждающих днище. В экспериментах по изучению теплообмена используется днище, изготовленное из нержавеющей стали, а в экспериментах, моделирующих расплавление днища, оно изготавливается из сплава свинца с висмутом. В отличие от рассмотренных экспериментальных моделей, где тепловой поток на наружной поверхности днища создавался в результате прямого пропускания электрического тока (кроме CYBL), в данной установке расплав активной зоны (кориум) моделируется сплавом свинца с висмутом либо расплавом свинца (для экспериментов с расплавлением днища). Имитация остаточного тепловыделения осколков деления в кориуме осуществляется спиралеобразным ТЭНом *3*, навитым по профилю днища. Механизм перемещения ТЭНа *8* установлен на крышке модели. Контроль за уровнем сплава в модели осуществляется электроконтактным уровнемером *7*. На боковой поверхности модели имеется окно для установки теле- и фотоаппаратуры *9* и подсветка *4*. Модель оснащена датчиками температуры, расположенными на внутренней и наружной поверхностях днища, а также в ней установлена термопарная гребенка для измерения температуры сплава по высоте. Эксперименты проводились при различных значениях энерговыделения — от 0 до 1,0 МВт/м^3. Скорость циркуляции воды изменялась от $0{,}833 \cdot 10^{-4}$ до $0{,}83 \cdot 10^{-3}$ м^3/с, температура циркулирующей воды — от 25 до 30 °С. Температура сплава была 500 °С. Подробное описание методики сбора данных и проведения экспериментов приведено в [12].

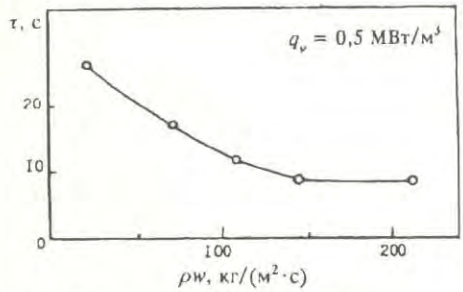


Р и с. 1. Принципиальная схема экспериментальной установки: *1* — узел подачи охлаждающей воды; *2* — сменное днище; *3* — передвижной электронагреватель; *4* — окно подсветки; *5* — узел подачи сплава; *6* — передвижная термопара; *7* — уровнемер; *8* — механизм перемещения нагревателя; *9* — окно установки теле- и фотоаппаратуры

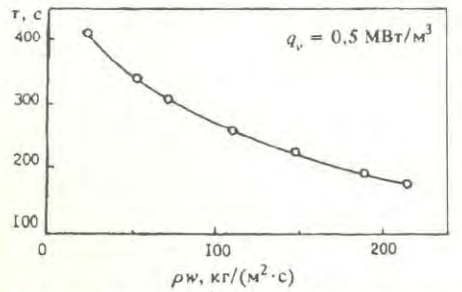
Типичное распределение температуры на поверхности днища для одного из режимов спустя 110 с после подачи расхода воды показано на рис. 2. Из него видна симметрия температурных кривых.

Во всех опытах сразу же после включения циркуляции воды на поверхности днища устанавливался пленочный режим кипения. Время существования пленочного режима кипения на поверхности корпуса модели существенно зависит от массовой скорости воды (рис. 3). Начиная с $\rho w \sim 150$ кг/(м^2·с) время существования пленочного режима

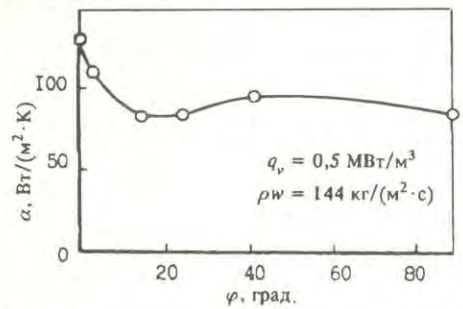
Р и с. 2. Распределение температуры на поверхности днища: *1* — на внутренней поверхности, *2* — на наружной



Р и с. 3. Время существования пленочного режима кипения



Р и с. 4. Зависимость времени образования «замерзшего» сплава на поверхности днища от массовой скорости



Р и с. 5. Зависимость коэффициента теплообмена от угла наклона поверхности

кипения на поверхности днища практически не изменяется. Здесь и далее массовая скорость относится к сечению входного патрубка. Переход от пленочного кипения к пузырьковому во всех экспериментах начинался в наинизшей точке поверхности днища напротив набегающего потока охлаждающей воды. Одновременного разрушения паровой пленки в разных точках на поверхности днища обнаружено не было.

Вслед за пузырьковым кипением на поверхности днища устанавливается конвективный режим теплообмена. При этом на внутренней поверхности днища по мере понижения температуры стенки начинается «замерзание» сплава свинца с висмутом. Время образования корки замерзшего сплава на всей внутренней поверхности днища сильно зависит от массовой скорости охлаждающей воды (рис. 4).

В экспериментах определялись нестационарные тепловые потоки и нестационарные коэффициенты теплообмена на наружной поверхности днища при кипении. Для расчета нестационарных локальных коэффициентов теплообмена использовались полученные в экспериментах эпюры температуры внутренней и наружной стенок корпуса. Пренебрегая перетечками вдоль образующей, задачу рассматривали как одномерную и решали с применением неявной шеститочечной схемы. Подробнее метод решения изложен в [12].

На рис. 5 приведено изменение коэффициента теплообмена для одного из режимов. Как видно из рисунка, изменение α в зависимости от угла наклона поверхности к горизонту для данной массовой скорости незначительно.

Из задачи о теплообмене при пленочном кипении на поверхности днища в предположении наличия ламинарной пленки пара на поверхности, пренебрегая кривизной корпуса, согласно [13], получаем:

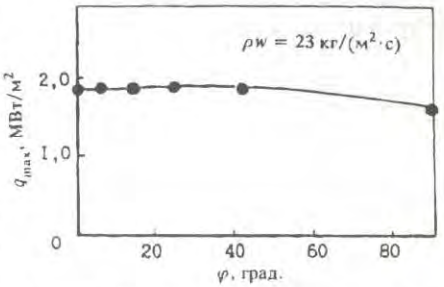
$$\alpha_x = \beta \cdot \sqrt[4]{\frac{\lambda''^3 \varphi_0 r \rho'' g(\rho' - \rho'')}{\mu'' \Delta T x}}. \qquad (1)$$

Здесь $\varphi_0 = 1 + c_p'' \Delta T / 2r$. Удовлетворительное согласие опытных данных по коэффициентам теплообмена с расчетами по этой формуле имеет место, если $\beta = 0{,}5$, что соответствует условию, когда жидкость неподвижна, либо скорость ее движения существенно ниже скорости движения паровой пленки. В данном случае имеет место второе условие. При этом в качестве x следует рассматривать длину пути, проходимую паром от входа до рассматриваемого сечения. Введение дополнительного множителя $c_l = 0{,}8 + 0{,}0022\varphi$ (здесь φ — угол наклона поверхности к горизонту) позволило описать эксперимен-

тальные данные, относящиеся к $\varphi > 150°$. Формула (1) с новым множителем β с точностью до ±25% описывает более 90% экспериментальных данных во всем диапазоне исследования.

Типичное изменение максимальной плотности теплового потока в зависимости от угла наклона теплопередающей поверхности для одного из режимов представлено на рис. 6. Из него видно, что величина q_{max} слабо зависит от φ.

При скорости циркуляции охлаждающей воды не менее 23 кг/(м^2·с) и начальной температуре не более 30 °С максимальная плотность теплового потока достигала 1,9 МВт/м^2.



Р и с. 6. Максимальный тепловой поток на поверхности днища

Полученные данные по максимальным тепловым потокам существенно отличаются от данных для электрообогреваемых моделей. Основные причины такого отличия следующие. В экспериментах ФЭИ имеет место процесс нестационарного охлаждения модели, в то время как во всех других известных экспериментах на крупномасштабных моделях происходил стационарный процесс кипения на поверхности днища. Рассматриваемый экспериментальный участок представляет собой модель днища корпуса реактора в масштабе 1:10, в то время как крупномасштабные электрообогреваемые участки моделируют протяженность и кривизну поверхности днища в радиальном направлении при отсутствии моделирования поверхности в азимутальном направлении. Большая кривизна поверхности экспериментального участка ФЭИ благоприятствовала эвакуации генерируемого на наружной поверхности днища пара, что способствовало переходу от пленочного кипения к пузырьковому при более высоких тепловых потоках при одинаковых недогревах.

В наших экспериментах не было обнаружено влияния внутреннего энерговыделения, моделируемого ТЭНом, на максимальные тепловые потоки. Для моделирования внутреннего энерговыделения ~1,0 МВт/м^3 необходимо, чтобы удельная мощность энерговыделения ТЭНа была ~10 МВт/м^3. К сожалению, получить такую мощность экспериментально не удалось.

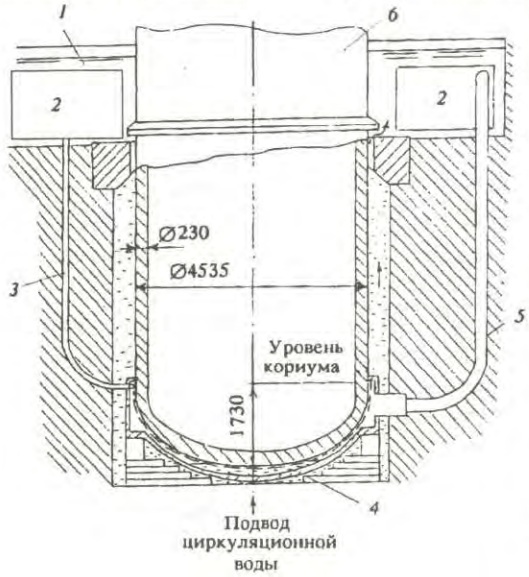
Существование пленочного режима кипения на наружной поверхности с присущими ему низкими коэффициентами теплообмена нежелательно. Поэтому разрабатываются различные методы, позволяющие свести до минимума время пленочного кипения, либо вовсе не допустить его появление.

Результаты работ по охлаждению корпуса реактора при аварии с расплавлением активной зоны показывают, что максимальный тепловой поток с поверхности корпуса реактора может достигнуть 1,4 МВт/м^2 и при обеспечении отвода такого теплового потока корпус реактора не проплавляется насквозь, а сохраняет толщину 6±1 см. Полученный к настоящему времени экспериментальный материал по теплообмену в капиллярно-пористых структурах (КПС) позволяет говорить о том, что тепловые трубы с водой в качестве теплоносителя и с композиционной КПС смогут отвести требуемый тепловой поток при минимальных значениях перегрева. Необходимо отметить, что в случае применения тепловых труб положение нагретой поверхности в пространстве (вертикальное или горизонтальное, в том числе обращенное вниз) не имеет определяющего значения. Значит, этот метод охлаждения может быть применен и на самом опасном участке поверхности — в центральной, почти плоской части днища корпуса.

Наиболее простым способом обеспечения докризисного режима кипения на поверхности корпуса реактора при минимальной доработке существующего проекта системы охлаждения могло бы быть непосредственное оснащение поверхности теплообмена КПС. Однако изготовление КПС таких конструкций, какие применялись ранее

[14—17], на большой площади (десятки квадратных метров) представляется не очень простой задачей. Кроме того, в этом случае КПС затоплена жидкостью, находящейся под большим гидростатическим давлением, что затрудняет отвод образующегося при кипении пара. Здесь требуются экспериментальные и расчетные исследования с целью разработки более простых и технологичных КПС, работающих в условиях затопления жидкостью.

На рис. 7 представлена первая предлагаемая система охлаждения корпуса реактора ВВЭР-640 на основе замкнутого испарительно-конденсационного контура. В состав контура входят: испарительная камера *4*, образуемая эллиптическим днищем корпуса реактора вместе с его цилиндрической частью до зеркала кориума и обечайкой, паропровод *5* и конденсатопровод *3*, конденсатор *2*. Вся поверхность теплообмена в испарительной камере покрыта КПС. В систему залита вода в количестве, необходимом для устойчивой работы. В начальный период работы вся вода, залитая в контур, находится в испарительной камере, заливая часть поверхности днища. По мере подвода тепла к днищу реактора начнется разогрев и испарение воды, находящейся в луже. Пары воды по паропроводу начнут поступать в конденсатор, где сконденсируются, отдав тепло конденсатору. Тепло от конденсатора в результате естественной конвекции передастся воде, находящейся в аварийном бассейне. Конденсат, образовавшийся в конденсаторе, под действием силы тяжести по конденсатопроводу стечет в верхнюю часть зоны испарения, обеспечив непрерывную подпитку КПС теплоносителем. Охлаждение цилиндрической части корпуса реактора, находящейся за пределами испарительной камеры, осуществляется традиционным образом, т.е. естественной циркуляцией воды между подреакторным пространством и аварийным бассейном.

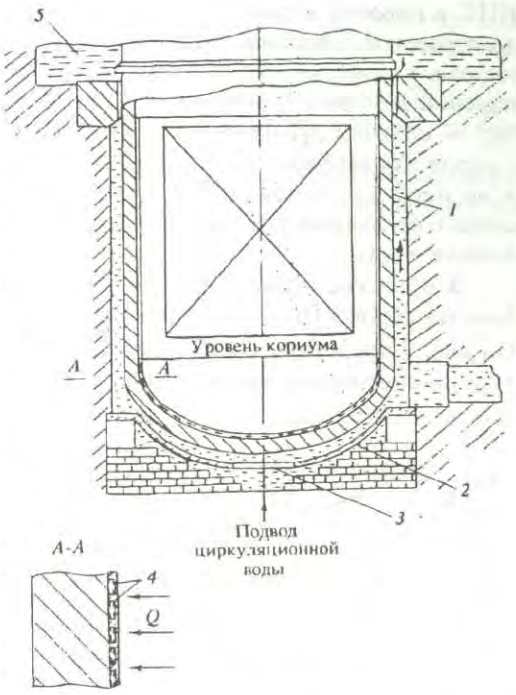


Р и с. 7. Система охлаждения корпуса ядерного реактора с помощью контурного термосифона: *1* — аварийный бассейн; *2* — конденсатор; *3* — конденсатопровод; *4* —испарительная камера; *5* — паропровод; *6* — корпус реактора

Отвести 1,4 МВт/м^2 методом испарительного охлаждения значительно проще, если использовать в качестве теплоносителя не воду, а жидкий металл, например сплав натрий—калий или натрий. В экспериментальных исследованиях, выполненных в ФЭИ, критических тепловых потоков при испарении натрия из КПС в вакуум были получены значения теплового потока до 9,1 МВт/м^2 [18]. При этом КПС выполняется из нержавеющей стальной сетки или в виде канавок, и ее конструкция может быть достаточно простой и воспроизводимой на большой площади.

На рис. 8 изображена вторая предлагаемая схема системы аварийного охлаждения корпуса реактора с встроенными в корпус жидкометаллическими или водяными тепловыми трубами. Система охлаждения находится внутри корпуса реактора и предназначена для выравнивания теплового потока по корпусу реактора. Система внешнего охлаждения корпуса при этом остается традиционной. Благодаря перераспределению теплового потока по корпусу реактора с помощью тепловых труб неравномерность температуры по внутренней поверхности корпуса, как находящейся под расплавом, так и над его зеркалом, будет сведена к минимуму. Тем самым будут снижены тер-

мические напряжения в корпусе и уменьшена плотность теплового потока на внешней поверхности корпуса, благодаря чему, возможно, удастся избежать кризиса кипения. Тепловые трубы могут быть как обычного цилиндрического типа, так и в виде канавок, выполненных на внешней стороне корпуса меньшего диаметра, повторяющего по своей геометрии силовой корпус (см. рис. 8) и плотно прижатого к последнему. Система охлаждения работает следующим образом. До некоторого уровня температуры тепловых труб теплоперенос практически отсутствует, система не работает. При дальнейшем повышении температуры происходит запуск тепловых труб. Тепло, подведенное в зоне испарения тепловых труб (область кориума), приводит к испарению теплоносителя из КПС с поглощением теплоты парообразования. Пар перемещается из наиболее горячей зоны в более холодную и там конденсируется, отдавая теплоту фазового перехода. Образовавшийся конденсат под действием гравитации и капиллярных сил подводится к зоне испарения, обеспечивая непрерывную подпитку КПС теплоносителем.

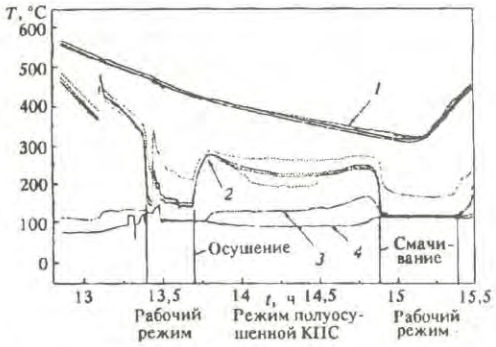


Р и с. 8. Система аварийного охлаждения корпуса реактора с встроенными в корпус жидкометаллическими тепловыми трубами: *1* — корпус реактора; *2* — обечайка; *3* — входное отверстие обечайки; *4* — тепловые трубы; *5* — аварийный бассейн

Для обоснования предложенной концепции были проведены экспериментальные исследования критических тепловых потоков при испарении воды из КПС, расположенной на обогреваемой потолочной поверхности. Экспериментальный участок состоит из трех контуров. Первый контур — натриевый, выполнен по принципу термосифона. В нем происходит конденсация паров натрия, поступающих из парогенератора, на теплообменной поверхности конденсатора-испарителя. Тепло передается второму контуру. Второй контур — пароводяной. В нем за счет тепла, высвобождаемого при конденсации паров натрия, происходит испарение воды из КПС, плотно прижатой к теплообменной поверхности. Конденсация водяных паров осуществляется в конденсаторе второго контура, откуда конденсат стекает и распределяется по поверхности испарения. Подвод жидкости к поверхности испарения выполнен двумя способами. Во-первых, жидкость может подсасываться со дна паровой камеры второго контура по КПС. Для этого при заполнении второго контура предусматривается некоторый избыток теплоносителя. Во-вторых, основной поток жидкости поступает сверху из сборника конденсата через распределительный коллектор непосредственно к КПС на теплообменной поверхности. КПС монтируется на наружной поверхности стакана из нержавеющей стали. На верхнюю и боковую поверхности монтируется нержавеющая сетка с ячейкой 160×120 мкм. Сетка укладывается в пять слоев. Первый слой, прилегающий к стенкам стакана, — гладкая сетка, второй — гофрированная, третий — гладкая, четвертый — гофрированная и пятый — гладкая. Гофрированная сетка изготавливается из гладкой путем протягивания ее через вальцы, имеющие канавки. Глубина гофр 0,3 мм, шаг между гофрами 1 мм. Отдельные слои сетки свариваются между собой точечной электросваркой. Крышка стакана имеет по всей поверхности отверстия диаметром 5 мм с шагом 6 мм. По центрам этих отверстий выполнена перфорация КПС на крышке стакана, диаметр отверстий 1 мм. На боковой стенке стакана имеются сквозные отверстия для прохода пара. Размещение стакана со смонтированной на его поверхности

КПС в паровой камере второго контура обеспечивает плотное прижатие КПС к теплоотдающей поверхности конденсатора-испарителя и также поступление жидкости по гофрам к поверхности нагрева как из распределительного коллектора, так и со дна паровой камеры с помощью КПС, размещенной на боковой поверхности. Третий контур — водяная рубашка — служит для отвода тепла от конденсатора второго контура к охлаждающей воде. Тепловой поток измерялся двумя способами: калориметрическим и по перепаду температуры в стенке конденсатора-испарителя. В качестве теплоносителя во втором контуре экспериментального участка использовалась дистиллированная вода.

В процессе проведения экспериментальных работ осуществлялась проверка различных видов КПС с целью достижения максимальных критических тепловых потоков. На рис. 9 представлены экспериментальные результаты (записи температуры по контуру экспериментального участка во время проведения эксперимента), полученные на одном из вариантов исследованных КПС. В данном эксперименте использовалась КПС с дополнительным шестым слоем сетки на верхней поверхности стакана. Слой изготовлен из гладкой нержавеющей сетки саржевого плетения № 685 с размерами пор ~20 мкм. Перфорация этого слоя сетки не проводилась. Анализ экспериментальных данных показывает, что использование КПС позволяет существенно зятянуть наступление кризиса теплообмена на обращенной вниз поверхности. Для композиционной КПС из шести слоев нержавеющей сетки с пароотводящими отверстиями и водой в качестве теплоносителя достигнута критическая плотность теплового потока ~1,8 МВт/м^2.



Р и с. 9. Временные зависимости температур в различных местах экспериментального участка: *1* — температура пара в парогенераторе (Т1, Т2); *2* — температура конденсатора-испарителя (Т4—Т7); *3* — температура пара в рабочем участке (Т3); *4* — температура водяного пара в районе холодильника

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Anderson R.P., Bova L.** The role of downfacing burnout in post-accident heat removal. — Trans. Am. Nucl. Soc., 1971, vol. 14, p. 294.
2. **Nishikawa K., Fujita Y., Uchida S., Ohta H.** Effect of surface configuration on nucleate boiling heat transfer. — Int. J. Heat Mass Transfer, 1984, vol. 27, p. 1559— 1571.
3. **Безруков Ю.А., Логвинов С.А., Оншин В.П. и др.** Исследование теплоотдачи от нижней части корпуса реактора в аварии с расплавлением активной зоны. — В кн.: Тр. 4-й Конференции Ядерного общества СССР (Нижний Новгород, 28 июня — 2 июля 1993 г.).
4. **Peyayopanakul W., Westwater J.W.** Evaluation of the unsteady State quenching method for Determining boiling curves. — Int. J. Heat Mass Transfer, 1978, vol. 21, p. 1437—1445.
5. **El-Genk M.S., Glebov A.G.** Effect of subcooling and wall thickness on pool boiling from downward-facing curved surfaces in water. — In: Proc. 7th Int. Meeting Nucl. Reactor Thermal-Hydraulics NURETH-7 (New York, Sept. 10—15, 1995), vol. 1, p. 353—376.
6. **Безруков Ю.А., Логвинов С.А., Оншин В.П.** Исследование теплоотдачи от нижней части корпуса реактора в аварии с плавлением топлива. — В кн.: Тр. Первой российской национальной конференции по теплообмену. — М.: Изд. МЭИ, 1994, т. 4, с. 19—25.
7. **Kymäläinen O., Tuomisto H., Hongisto O., Theofanous T.G.** Heat flux distribution from a volumetrically heated pool with high rayleigh number. — In: Proc. 6th Int. Meeting Nucl. Reactor Thermal-Hydraulics NURETH-6 (Grenoble, France, Oct. 5—8, 1993), vol. 1, p. 47—53.
8. **Theofanous N.G., Syri S., Salmassi T., Kymäläinen O., Tuomisto H.** Critical heat flux through curved, downward facing, thick walls. — Nucl. Eng. Des, 1994, vol. 151, p. 247—258.
9. **Theofanous T.G., Syri S.** The coolability limits of a reactor pressure vessel lower head. — In: Proc. 7th Int. Meeting Nucl. Reactor Thermal-Hydraulics NURETH-7 (New York, Sept. 10—15, 1995), vol. 1. p. 627—647.

10. **Chu T.Y., Slezak S.E., Bentz J.H., Pasedag W.F.** Large scale boiling experiments of the flooded cavity concept for in-vessel core retention. — In: OECD/CSNI/NEA Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer (Nuclear Research Center Grenoble, France, 9—11 March, 1994).
11. **Грановский В.С., Ефимов В.К., Черный О.Д., Шмелев С.М.** Экспериментальное исследование кризиса теплообмена на наружной поверхности днища корпуса ВВЭР. — В кн.: Тр. Первой российской национальной конференции по теплообмену. — М.: Изд. МЭИ, 1994, т. 4, с. 82—85.
12. **Калякин С.Г., Грабежная В.А., Грачев Н.С.** Экспериментальные исследования для верификации расчетных кодов в обоснование удержания кориума в корпусе ВВЭР. — В кн.: Тр. Международной конференции «Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР» (Обнинск, 21—24 ноября 1995 г.), т. 2, с. 210—221.
13. **Кутателадзе С.С.** Основы теории теплообмена. — М.: Атомиздат, 1979.
14. **Гортышев Ю.Ф.** Охлаждение и термостабилизация деформируемых элементов конструкций. — М.: Машиностроение, 1992.
15. **Iacobson D.L., Bicrford W., Kidd I. et al.** Analysis and testing of a heat pipe mirror for lasers. — J. of Energy, 1977, vol. 1, sept.-oct., p. 306—311.
16. **Feldman K.T., Noreen D.L.** Design of heat pipe cooled laser mirrors with an inverted meniscus evaporator wick. — AIAA Paper, 1980, № 148, p. 1—6.
17. **Kovalev S.A., Solov'ev S.L.** Heat transport and hydrodynamics in the inverted meniscus evaporator of a heat pipe. — In: Proc. 6th Int. Heat Pipe Conf. (Grenoble, France, May 25—29, 1987).
18. **Ивановский М.Н., Сорокин В.П., Якодкин И.В.** Физические основы тепловых труб. — М.: Атомиздат, 1978.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 1998 г.

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 110—117.

УДК 621.039.533

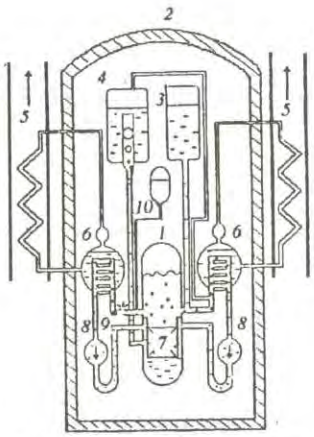
ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ОТРАВЛЕНИЯ МОДЕЛИ ПАРОГЕНЕРАТОРА РУ ВВЭР ВОЗДУХОМ И ПОИСК СПОСОБОВ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ЕГО РАБОТОСПОСОБНОСТИ

Р.С. Пометько, Н.И. Перепелица,
ГНЦ РФ ФЭИ, 249020, Обнинск, Калужская обл., пл. Бондаренко, 1,
Г.С. Таранов,
ГНИПИИ «Атомэнергопроект», 107815, Москва, Бакунинская, 7

Приведены результаты экспериментального исследования качественных и количественных закономерностей поступления воздуха в первый контур реактора ВВЭР-1000 при его разгерметизации. Опыты проведены на многокассетной модели интегральной установки ВВЭР при давлении, близком к атмосферному, применительно к условиям разгерметизации горячего трубопровода. Показано, что существенное повышение работоспособности модели парогенератора может быть достигнуто при использовании вынужденного отсоса воздуха из воздушника выходного коллектора модели.

INVESTIGATION OF THE DYNAMICS OF WWER STEAM GENERATOR MODEL POISONING BY AIR AND SEARCH OF TECHNIQUES FOR RESTORING ITS SERVICEABILITY. R.S. POMET'KO, N.I. PEREPELITSA, G.S. TARANOV. The results of experimental study of qualitative and quantitative regularities of air ingress into WWER-1000 primary circuit under the LOCA conditions have been presented. The experiments were conducted on a multicassette WWER model at a pressure being close to the atmospheric one in reference to the conditions of the hot pipeline depressurization. In has been shown that the steam generator model serviceability can be essentially restored via forced exhausting of air out of outlet collector of the model.

Атомные электростанции нового поколения с повышенной безопасностью оснащаются дополнительными пассивными системами безопасности. Важное место среди последних занимает система пассивного отвода остаточного тепловыделения (СПОТ) от активной зоны в окружающую среду. Основным элементом СПОТ являются воз-



Р и с. 1. Упрощенная технологическая схема АЭС: *1* — реактор; *2* — защитная оболочка; *3* — гидроемкость 1-й ступени; *4* — гидроемкость 2-й ступени; *5* — СПОТ; *6* — парогенератор; *7* — активная зона; *8* — ГЦН; *9* — разрыв; *10* — компенсатор объема

душные теплообменники, расположенные за пределами герметичной оболочки и подключаемые в аварийных режимах ко второму контуру ЯЭУ (рис. 1).

Большое влияние на работу такой системы могут оказать неконденсирущиеся газы, которые попадают в первый контур, например, при разгерметизации реакторной установки. Двигаясь вместе с паром, эти газы могут полностью исключить передачу тепла в парогенераторах. Этот процесс, именуемый «отравлением» парогенераторов, требует серьезного экспериментального исследования.

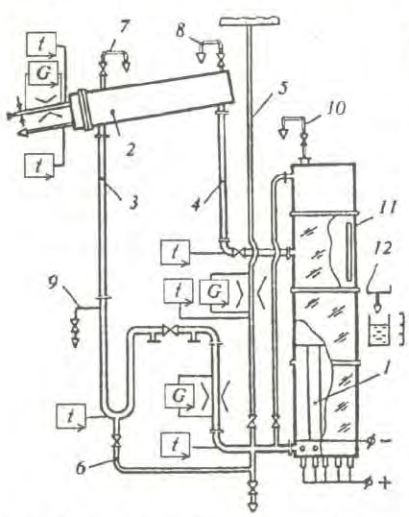
В ранее проведенных экспериментах [1] был выявлен ряд качественных и количественных закономерностей поступления воздуха в первый контур реактора ВВЭР-1000 при его разгерметизации.

Опыты проведены на интегральной установке, представленной на рис. 2, при давлении, близком к атмосферному (~0,1 МПа). Данная установка моделирует в масштабе по высоте 1:5 одну из четырех циркуляционных петель реактора ВВЭР-1000. В установку входят: 5-кассетная модель активной зоны, заключенная в корпус с прозрачными стенками; теплообменник; подводящая и отводящая линии, имитирующие холодный и горячий трубопроводы главного контура. На циркуляционном контуре установки имелись также воздушники, линии дренажа и подпитки.

Каждая из пяти кассет модели зоны содержит по 14 стержневых имитаторов косвенного нагрева диаметром 9,1 мм и обогреваемой длиной 0,7 м. Расстояние между имитаторами, расположенными в треугольной упаковке, составляет 12,75 мм.

Теплообменник выполнен из труб ∅18,1 мм, заключенных в корпус. Рабочая поверхность теплообменника по наружному диаметру труб составляет 2 м^2.

ТВС размещалась в корпусе со съемными прозрачными стенками. Одна из стенок в верхней секции корпуса была выполнена из листа Х18Н10Т с заданным сечением разгерметизации в виде прямоугольной щели. С внешней стороны листа это сечение снабжалось приспособлением для герметизации.



Р и с. 2. Схема экспериментальной установки: *1* — ТВС; *2* — теплообменник; *3* — подводящая линия; *4* — отводящая линия; *5* — линия подпитки; *6* — байпас гидрозатвора; *7—10* — воздушники; *11* — сечение разгерметизации; *12* — поддон

Генерируемый в области ТВС пар с расходом $G_{\text{ген}}$ поступал в модель парогенератора (теплообменник), где конденсировался. Часть пара при разгерметизированном контуре с расходом $G_{\text{выб}}$ выбрасывалась через сечение разгерметизации вместе с жидкостью в виде капель в окружающую среду. Сконденсированный в теплообменнике пар стекал по «холодному» трубопроводу в область гидрозатвора и далее по байпасу главного контура поступал на вход модели реактора.

В опытах [1] установлено, что поступление воздуха в модель через сечение разгерметизации в первую очередь определяется соотношением мощностей ТВС и теплообменника. При мощности ТВС $N_{\text{ТВС}}$, существенно превышающей предельную мощность теплообменника, выходящий через сечение разгерметизации поток пара препятствует поступлению воздуха и отравлению теплообменника.

Под предельной мощностью теплообменника $N_{ТО}^{пред}$ понимается максимальная мощность, отводимая от контура при конденсации пара атмосферного давления. Начало поступления воздуха в модель соответствует $N_{ТВС}$, несколько превышающей $N_{ТО}^{пред}$, т.е. когда воздействие выходящего пара на воздух ослаблено. При этом поступление воздуха в модель практически происходит через нижнюю часть сечения разгерметизации, а через верхнюю часть сечения уходит пар.

Начавшийся процесс поступления воздуха не ведет к полному отравлению теплообменника, т.е. не имеет катастрофического характера. Другими словами, при снижении $N_{ТВС}$ до некоторого уровня через достаточно продолжительное время (иногда часы) наблюдалась стабилизация мощности теплообменника.

Для получения более представительных результатов по отравлению парогенератора воздухом изготовлена его модель, в максимальной степени отражающая геометрические особенности натурного. Основные отличия нового теплообменника (усовершенствованной модели парогенератора) от использованного ранее как в конструктивном плане, так и в режиме его эксплуатации состоят в следующем:

— теплоноситель первого контура установки движется в трубном пучке из 20 элементов полномасштабной длины, а теплоноситель второго контура — в межтрубном пространстве;

— трубчатые элементы представляют собой 4-заходную конструкцию из последовательно сваренных между собой трубок ∅16×1,5 мм суммарной длиной 9,02 м и углом наклона элементов от центра к периферии ~3° (понижение уровня от горячего коллектора к холодному);

— рабочая поверхность теплообменника увеличена в 4,53 раза и составляет 9,07 м^2.

В данной статье представлены результаты экспериментальных исследований динамики отравления усовершенствованной модели парогенератора РУ ВВЭР воздухом и поисков способов восстановления его работоспособности при давлении, близком к атмосферному (~0,1 МПа).

Методика проведения опытов не отличалась от использованной ранее [1]. Вначале устанавливались уровень теплоносителя в модели, превышающий верхний край имитаторов на 0,1 м, и заданный расход технической воды со стороны второго контура модели парогенератора. Затем проводился подготовительный этап, суть которого сводилась к подаче электрической мощности на ТВС, полному удалению воздуха из загерметизированного контура через воздушники и достижению баланса $N_{ТВС}$ и $N_{ТО}$ (равновесного состояния). В этом случае обеспечивалась полная конденсация поступающего в теплообменник пара.

После такой подготовки установки к опытам осуществлялось резкое повышение $N_{ТВС}$ в 1,5—2,0 раза по сравнению с равновесным значением и одновременно открывалось сечение разгерметизации. Такой скачок мощности необходим для того, чтобы обеспечить через сечение разгерметизации достаточно мощный поток пара и тем самым не допустить поступления воздуха в модель на начальной стадии. Непосредственно после разгерметизации для восполнения потерь теплоносителя из модели осуществлялась ее подпитка из имеющейся емкости.

Далее $N_{ТВС}$ понижалась до значения, при котором [illegible]иналось поступление воздуха в модель, и с помощью дальнейшего ступенчатого снижения $N_{ТВС}$ вплоть до прекращения кипения в модели фиксировался весь процесс отравления теплообменника. Причем на каждом шаге этого снижения достигалось стационарное состояние по мощности теплообменника. Начало поступления воздуха в модель активной зоны определялось по появлению устойчивых колебаний (понижений) температуры среды в нижней части сечения разгерметизации $t_{ср}^{н}$ с внутренней стороны модели за счет

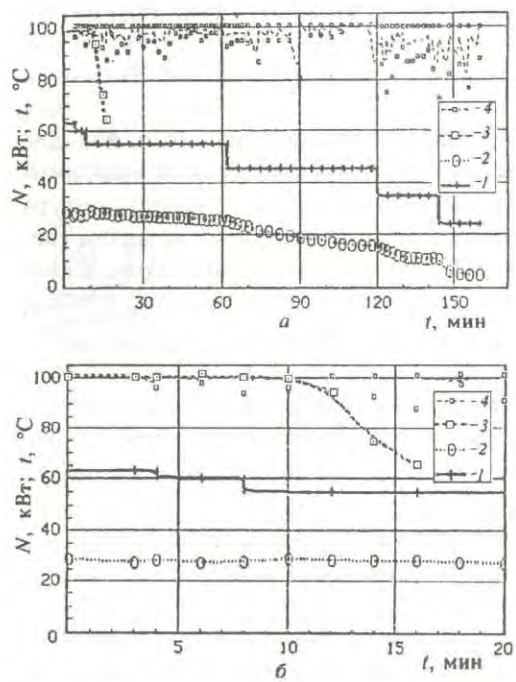
проникновения в нее более холодного воздуха. Начало появления воздуха в выходном коллекторе теплообменника фиксировалось по понижению температуры среды в воздушнике этого коллектора (предполагается, что эти процессы начинаются почти одновременно).

При проведении опытов фиксировались: давление на выходе ТВС P; температура теплоносителя на входе в модель реактора $t_{вх}$ и выходе $t_{вых}$, а также в воздушнике выходного коллектора теплообменника $t^{вых}_{кол}$; температура воды на входе и выходе по второму контуру теплообменника $t^{ТО}_{вх}$, $t^{ТО}_{вых}$ и ее расход $G_{ТО}$; сила тока и падение напряжения на имитаторах твэлов; давление во входном коллекторе теплообменника относительно окружающей среды $P^{вх}_{кол}$ и перепад давления на трубчатке теплообменника $\Delta P_{ТО}$.

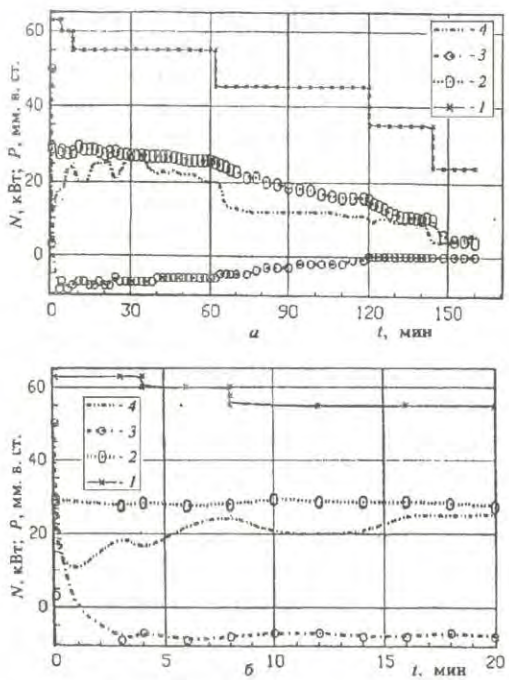
Основные параметры массообменных процессов определялись из уравнений сохранения массы и энергии, аналогичных приведенным в [1].

В результате опытов установлено, что качественные закономерности процесса отравления усовершенствованной модели парогенератора аналогичны определенным ранее [1]. Типичные из полученных результатов в виде зависимостей основных параметров установки от времени после ее разгерметизации приведены на рис. 3, 4. Отметим, что $N^{пред}_{ТО}$ для указанных на рисунках режимных параметров составляет ~35 кВт.

Из представленных на рис. 3, 4 данных по $t^{н}_{ср}$ видно, что поступление воздуха в установку из окружающей среды началось в момент времени ~8 мин при снижении мощности с 60 до 55 кВт. С 10—12 мин наблюдается тенденция к понижению темпе-



Р и с. 3. Изменение параметров интегральной установки при раскрытии сечения разгерметизации, P = 0,1 МПа, $G_{ТО}$ ~ 670 кг/ч, $t^{ТО}_{вх}$ = 60 °С: *1* — $N_{ТВС}$; *2* — $N_{ТО}$; *3* — $t^{вых}_{кол}$; *4* — $t^{н}_{ср}$; *а* — в течение всего процесса разгерметизации; *б* — в начальный период (0—20 мин)



Р и с. 4. Изменение параметров интегральной установки при раскрытии сечения разгерметизации, P = 0,1 МПа, $G_{ТО}$ ~ 670 кг/ч, $t^{ТО}_{вх}$ = 60 °С: *1* — $N_{ТВС}$; *2* — $N_{ТО}$; *3* — $P^{вых}_{кол}$; *4* — $\Delta P_{ТО}$; *а* — в течение всего процесса разгерметизации; *б* — в начальный период (0—20 мин)

ратуры $t_{кол}^{вых}$, что связано с захолаживанием неконденсирующегося газа за счет теплоносителя второго контура (пар при атмосферном давлении всегда имеет температуру насыщения 100 °С). После захода воздуха в модель, начиная с $N_{ТВС} = 55$ кВт, мощность теплообменника понижается, но при каждом ступенчатом уменьшении $N_{ТВС}$ через некоторое время устанавливается на определенном стационарном уровне $N_{ТО}$.

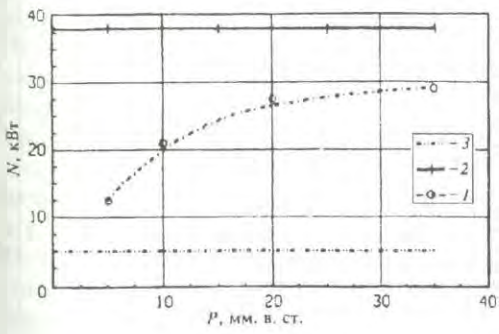
Таким образом, начавшийся процесс поступления воздуха не ведет к катастрофическому отравлению теплообменника. Накапливание воздуха в выходном коллекторе теплообменника при данных параметрах начинается через 2—4 мин после его поступления в модель реакторной установки. Для достижения же стационарного состояния $N_{ТО}$ вследствие тепловой инерционности теплообменника требуется более длительный промежуток времени.

На рис. 4 представлены опытные данные по гидравлическим параметрам теплообменника. Как видно, в результате разгерметизации давление $P_{кол}^{вх}$ сначала резко уменьшается ниже атмосферного, а затем постепенно увеличивается до этого значения. Такое поведение может быть связано с тем, что в момент, предшествующий разгерметизации, давление в контуре установки было несколько выше атмосферного (или мощность ТВС была несколько выше, чем требовалось). Более низкое значение давления по сравнению с атмосферным после разгерметизации связано с гидравлическим сопротивлением контура при движении пара от модели зоны к теплообменнику — при давлении у сечения разгерметизации, практически равном атмосферному, для движения пара в теплообменник давление в нем должно быть ниже атмосферного. И, наконец, с уменьшением расхода пара в теплообменник при снижении мощности последнего уменьшается перепад давления в контуре и давление в теплообменнике приближается к атмосферному.

Наибольшая часть экспериментов была посвящена поиску способов восстановления работоспособности теплообменника. В этих опытах исследовалась возможность как пассивного, так и активного удаления воздуха через открытые воздушники, расположенные на выходном коллекторе теплообменника и на опускном участке холодного трубопровода. В результате проведения данной части опытов на разгерметизированной установке выявлено, что простое открытие воздушника выходного коллектора в атмосферу не приводит к положительному эффекту. Поэтому вопрос использования пассивной сдувки воздуха остается пока открытым. Основным препятствием в осуществлении пассивной сдувки воздуха из теплообменника является более низкое по сравнению с окружающей средой давление в коллекторах теплообменника (см. рис. 4).

В качестве активного способа удаления воздуха применялся его вынужденный отсос через воздушник выходного коллектора теплообменника с помощью вытяжной вентиляции. Методика проведения таких опытов отличалась от вышеописанных только тем, что одновременно с открытием воздушника начинался отсос воздуха с заданной величиной давления разрежения в выходном коллекторе $P_{кол}^{вых}$.

Результаты опытов с использованием отсоса воздуха через 40 мин после начала разгерметизации при $N_{ТВС} = 45$ кВт, $G_{ТО} = 340$ кг/ч и $t_{вх}^{ТО} = 5$ °С представлены на рис. 5. Из него видно, что с помощью вынужденного отсоса воздуха с $P_{кол}^{вых} = 5 \div 35$ мм вод. ст. можно восстановить



Р и с. 5. Зависимость мощности теплообменника от давления разрежения в его выходном коллекторе при разгерметизации установки с отсосом воздуха через воздушник выходного коллектора, $P = 0{,}1$ МПа, $N_{ТВС} = 45$ кВт, $G_{ТО} = 340$ кг/ч, $t_{вх}^{ТО} = 5$ °С: *1* — с отсосом; *2* — $N_{ТО}^{пред}$ (без разгерметизации); *3* — без отсоса

предельную мощность теплообменника на 33—80%. Полностью ее восстановить вряд ли возможно, так как наряду с увеличением расхода отсасываемого воздуха возрастает и его приток через сечение разгерметизации. Однако такой способ можно считать достаточно эффективным, поскольку даже при весьма небольшом разрежении в коллекторе (~35 мм вод. ст.), обеспечиваемом всеми традиционными вентиляционными системами, достигается высокий уровень восстановления работоспособности системы.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Пометько Р.С., Перепелица Н.И., Таранов Г.С.** Исследование процессов массообмена с окружающей средой при разгерметизации первого контура модели РУ ВВЭР. — В кн.: Тр. межд. конф. «Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР» (Обнинск, 21—24 ноября 1995 г.). — Обнинск. ГНЦ РФ ФЭИ, 1995, т. 2, с. 212—221.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 1997 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, с. 117—122.

ЭЛЕМЕНТЫ ТЕОРИИ КОЛЕБАНИЙ

Это новое учебное пособие доктора физико-математических наук, профессора Нижегородского университета ГОРЯЧЕНКО В.Д. (Издательство Красноярского университета, 1995, 430 с.).

Автор книги — талантливый ученый и педагог, организатор науки, один из основателей математической теории динамики энергетических установок.

Книга обобщает опыт научных и педагогических разработок автора. На современном научном и высоком методологическом уровнях с большой полнотой в ней рассмотрены вопросы теории нелинейных колебаний и ее приложений. (Основные понятия, методы; качественные методы исследования нелинейных систем на фазовой плоскости; количественные методы расчета автоколебаний; колебания систем, подверженных периодическим внешним воздействиям, и т.д.)

Изложение тщательно продумано, ведется в доступной форме с наглядной иллюстрацией на примерах. Дан анализ конкретных задач. Предложено большое число задач для самостоятельной работы. Для большинства задач даны указания и даже подробные решения. Приложение методов теории колебаний к таким нетрадиционным областям, как динамика ядерных энергетических установок, биофизика и др., в подобной литературе сделано впервые и на основе результатов собственных исследований автора.

Нижегородские ученые дали книге высокую оценку. Эта доброкачественная книга никакую другую не повторяет и не перекрывает и зарубежных аналогов не имеет. Она не перегружена изложением сложных деталей математического аппарата, математическими выкладками. Изложена суть, и это изложение последовательное, четкое, ясное. Особенности книги позволяют рассматривать ее не только как учебное пособие, но и как оригинальную монографию и рекомендовать широкому кругу читателей — от студентов до научных сотрудников.

Коллеги рано ушедшего из жизни автора надеются, что эта достойная книга в наше непростое время найдет не менее достойного читателя.

Заказ на книгу следует посылать по адресу:
603600, г. Нижний Новгород, пр. Гагарина, 23, корп. 6,
НИИ механики ННГУ, ОНТИ. Тел.: 8-831-2-65-84-73.

Книга стоит 10 руб. и будет выслана наложенным платежом.

СОДЕРЖАНИЕ

ДИНАМИКА И УПРАВЛЕНИЕ

Алпеев А.С. Некоторые аспекты концепции создания автоматизированной системы, управляющей производственными процессами атомной станции 3

Малкин С.Д., Сивоконь В.П., Гладышев М.Е., Позняков В.В. Новое программное средство оценки причин и последствий событий на АЭС 10

Кузнецов Ю.А. Математическое моделирование, динамика ядерных реакторов и нелинейные дифференциальные уравнения 13

ПЕРЕХОДНЫЕ И АВАРИЙНЫЕ ПРОЦЕССЫ

Сорокин А.П., Михин В.И., Матюхин Н.М., Богословская Г.П., Богатырев И.Л., Козлов М.В. Моделирование переходных теплогидравлических процессов в активных зонах ядерных реакторов 23

Бурлаков Е.В., Крамеров А.Я., Михайлов Д.А. Проблемы теплофизики и механики тяжелых аварий канальных графитовых реакторов типа РБМК 29

Афанасьева А.А., Бабайцев М.Н., Краюшкин А.В. Исследование ATWS в РБМК 44

Киселев А.Е., Лемеха А.В., Стрижов В.Ф., Крамеров А.Я., Михайлов Д.А., Федоров В.Л. Моделирование аварий со снижением подачи теплоносителя для канала реактора РБМК-1000 48

Годизов А.Г., Канухина С.В., Шаньгин Н.Н. Объемная конденсация в контейнменте при авариях на ВВЭР с потерей теплоносителя . . . 66

ВИБРАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ

Федотовский В.С., Прохоров Ю.П., Верещагина Т.Н. Гидродинамически связанные колебания концентрических оболочек с пучками стержней или труб 70

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

Крамеров А.Я., Кватор В.М., Кобзарь Л.Л., Федосов А.М., Николаев В.А., Рябов А.Н., Поляков В.К. Возможности создания ТВС с пониженными температурами и выходами летучих продуктов двуокисного топлива и сниженным паровым эффектом реактивности 80

Багдасаров Ю.Е., Иванов Е.Ф., Сорокин А.П., Богословская Г.П., Колесник В.П., Мальков В.Л., Марцинюк Д.Е., Рымкевич К.С. Экспериментальные исследования кипения жидкометаллического теплоносителя в модельной сборке быстрого реактора в контуре с естественной циркуляцией 87

Ложкин В.В., Колмаков А.П., Куликов Б.И., Лихачев В.Ю., Лощинин В.М., Судницын О.А. Эксперименты по повторному заливу на модели ТВС ВВЭР 94

Пометько Р.С., Перепелица Н.И. Влияние гидрозатвора на нестационарные процессы в первом контуре установки ВВЭР при аварии типа большая течь 104

Грачев Н.С., Грабежная В.А., Ефанов А.Д., Калякин С.Г., Логинов Н.И., Михеев А.С., Чулков Б.А. Интенсификация теплообмена при охлаждении днища корпуса реактора в обоснование удержания кориума в корпусе ВВЭР 110

Пометько Р.С., Перепелица Н.И., Таранов Г.С. Исследование динамики отравления модели парогенератора РУ ВВЭР воздухом и поиск способов восстановления его работоспособности 117

CONTECTS

DINAVICS AND CONTROL

Alpeev A.S. Some aspects of creation conception of automated controllins system of NPP production process 3
Malkin S.D., Sivokon' V.P., Gladyshev M.E., Poznykov V.V. Novel software for analysing causes and effects of events at nuclear power stations . . . 10
Kuznetsov Yu.A. Mathemathical simulation, dynamics of a nuclear reactors and nonlinear differential equations 13

NON-STATIONARY AND EMERGENCY PROCESSES

Sorokin A.P., Mikhin V.I., Matyukhin N.M., Bogoslovskaya G.P., Bogatyrev I.L., Kozlov M.V. Modelling transient thermohydraulic processes in a nuclear reactor core 23
Burlakov E.V., Kramerov A.Ya., Mikhailov D.A. The problems of thermal physics and mechanics for severe accidents at the RBMK-type pressure tube graphite reactor 29
Afanasyeva A.A., Babaitsev M.N., Krayshkin A.V. ATWS studies for RBMK 44
Kiselev A.E., Lemekha A.V., Strizhov V.F., Kramerov A.Ya., Mikhaylov D.A., Fyodorov V.L. Loss of coolant flow accident in a RBMK-1000 reactor channel 48
Godizov A.G., Kanukhina S.V., Shan'gin N.N. Volumetric condensation in the containment in the event of a loss-of-coolant accident at a WWER 66

STRUCTURAL VIBRATIONS

Fedotovsky V.S., Prokhorov Ya.P., Vereshagina T.N. Vibration of some concentric cylindrical shells contents liquid with a bunch of rods 70

EXPERIMENTAL STUDIES

Kramerov A.Ya., Kvator V.M., Kobzar' L.L., Fedosov A.M., Nikolayev V.A., Ryabov A.N., Polyakov V.K. Perspectives for constructing a low-temperature, low-steam void effect fuel assembly with the fission product yield of dioxide fuel 80
Bagdasarov Yu.E., Ivanov E.F., Sorokin A.P., Bogoslovskaya G.P., Kolesnik V.P., Mal'kov V.L., Martsinyuk D.E., Rymkivich K.S. Experimental study of a liquid metal coolant in a modelling assembly of a fast reactor in a natural circulation coolant cirquit 87
Lozhkin V.V., Kolmakov A.P., Kulikov B.I., Likhachev V.Yu., Loshinin V.M., Sudnitsin O.A. Core reflooding experiments with a WWER-tupe fuel assembly model 94
Pomet'ko R.S., Perepelitsa N.I. The effect of water seal loop on transient processes in WWER primary circuit during a large break loca accident . 104
Grachev N.S., Grabezhnaya V.A., Yefanov A.D., Kaliakin S.G., Loginov N.I., Mikheev A.S., Chulkov B.A. Intensification of heat exchange when cooling the reactor body bottom for validation of corium retention in the PWR core 110
Pomet'ko R.S., Perepelitsa N.I., Taranov G.S. Investigation of the dynamics of WWER steam generator model poisoning by air and search of techniques for restoring its serviceability 117

К СВЕДЕНИЮ АВТОРОВ

При подготовке статьи в сборник автор должен руководствоваться Государственным стандартом «Оригиналы текстовые, авторские и издательские» (ГОСТ 7.3—77). Согласно этому стандарту к авторским оригиналам, передаваемым для издания, предъявляются следующие требования:

1. Экземпляр статьи должен быть первым, отпечатан на одной стороне писчей бумаги форматом 210×297 мм через 2 интервала (головки в таблицах можно через 1 интервал) с полями с левой стороны не менее 20 мм. Статья должна быть составлена в следующем порядке: индекс УДК; заглавие; инициалы и фамилии авторов, место работы каждого автора с почтовым адресом, аннотация на русском и английском языках (не более 10 строк каждая); текст; список литературы; рисунки; подрисуночные подписи (на отдельном листе); реферат (15—17 строк на отдельном листе).

2. Содержание статьи должно быть четким. Исключаются общие рассуждения, известные положения. Не допускается дублирование материала в тексте, таблицах, подрисуночных подписях. 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.

3. 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.

4. Формулы и буквенные обозначения величин должны быть размечены и сразу расшифрованы. Формулы нумеруются арабскими цифрами, номер ставится с правой стороны листа в круглых скобках.

5. Наибольший размер рисунка 14×21 см, наименьший 8×21 см. Чем крупнее рисунок, тем крупнее должны быть обозначения на нем (для того чтобы при уменьшении рисунка были читаемы обозначения). 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, обозначение верха и низа.

6. Ссылки на литературу в тексте даются по порядку арабскими цифрами в квадратных скобках. Список литературы составляется в той последовательности, в которой приводятся ссылки на литературу.

7. Список литературы следует оформлять в соответствии с Государственным стандартом «Библиографическое описание произведений печати» (ГОСТ 7.1—76, раздел 7), в частности, необходимо указывать:

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

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

Серия: **Физика ядерных реакторов**

Выпуск 1

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

Редакторы **В.Б. Усищева от НИИ механики, О.В. Базанова, Г.Я. Кармадонова**
Технический редактор **Н.Н. Неганова**
Корректор **В.П. Горячева**

Подписано в печать 30.10.98. Формат 70×108/16
Печать офсетная. Усл. печ. л. 10,8. Уч.-изд. л. 13,3+0,3 вкл.
Тираж 300. Индекс 3646. 15 статей. Заказ 81

Отпечатано в Российском научном центре «Курчатовский институт»
123182, Москва, пл. Академика Курчатова

6-20

ISSN 0205—4671. Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 1998, вып. 1, 1—126

Индекс 3646