

УДК 621.039.526:662.7

ПЕРСПЕКТИВЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ ДЛЯ ТЕПЛО- И ЭНЕРГООБЕСПЕЧЕНИЯ ХИМИКО- ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

А.В. Зродников*, В.М. Поплавский*, Г.И. Сидоров*, А.В. Маленков*,

А.А. Кричко**, А.С. Малолетнев**, В.В. Заманов***,

Т.Д. Демидова***

* ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск

** Институт горючих ископаемых, г. Москва

*** ЗАО Тулаинжнефтегаз, г. Тула

Р

В России разработана универсальная технология для переработки угля и высококипящих нефтяных остатков (температура кипения > 360 – 520°C) с применением метода гидрогенизации под давлением водорода 6-10 МПа, позволяющая рентабельно производить бензин, дизельное и реактивное топливо, сырье для каталитического крекинга, фенолы, ароматические углеводороды C₆ – C₈ и другие химические продукты. Высокая экономическая эффективность производства обусловлена сочетанием применения в процессах невысокого давления водорода, а для энергообеспечения и интенсификации указанных процессов – высоконадежных и экологически безопасных ядерных реакторов на быстрых нейтронах типа БН (БОР-60, БН-600). Расчетами установлено, что в результате применения комбинированной ядерно-химической технологии существенно сокращаются расход угля и выбросы вредных отходов в окружающую среду.

ВВЕДЕНИЕ

С учетом остроты проблемы теплоснабжения и экологической напряженности крупных городов прогнозируется, что АЭС и АЭСТ в XXI в. займут ведущие позиции в системе теплоснабжения страны. Широкие возможности в этом представляют ядерные реакторы, генерирующие высоко- и среднетемпературное тепло, которое может быть использовано помимо перечисленных направлений и для промышленных химических, угле- и нефтехимических технологий. В перспективе ядерные источники обеспечат производство водорода из воды и тем самым будут созданы возможности для выработки экологически чистого топлива (атомно-водородная энергетика).

Затраты на добычу и транспортировку нефти в России постоянно возрастают по мере освоения новых месторождений в отдаленных и труднодоступных районах, поэтому в XXI в. производство жидкого топлива из угля должно приобрести особую роль в народном хозяйстве страны.

© А.В. Зродников, В.М. Поплавский, Г.И. Сидоров, А.В. Маленков, А.А. Кричко, А.С. Малолетнев, В.В. Заманов, Т.Д. Демидова, 2000

Для гидрогенизационных технологий переработки угля и нефтепродуктов характерна потребность нагрева сырья до 550-750°C, на которую приходится основная часть всего тепло- и энергопотребления. Для выработки такого среднетемпературного тепла, например, на нефтеперерабатывающем заводе (НПЗ) средней мощности (10-12 млн.т/год) сжигается 0,8 млн. т/год мазута. Это обстоятельство характерно не только для нефтеперерабатывающей промышленности, но и нефтехимии России в целом. Согласно прогнозным оценкам, потребности нефтеперерабатывающей и нефтехимической промышленности будут возрастать.

Для целей нефтепереработки и нефтехимии, а также для производства синтетического жидкого топлива (СЖТ) не менее 75% потребляемого тепла должно подводиться теплоносителем, температура которого не превышает 550°C, причем значительная часть этого тепла обеспечивается сжиганием в трубчатых печах жидкого или газообразного топлива. Замена жидкого (газообразного) топлива на уголь хотя и служит предметом технологических разработок, но до сих пор промышленностью не освоена. Поэтому, для интенсификации и энергообеспечения различных химико-технологических процессов (нефтепереработка, нефтехимия, гидрогенизация угля) целесообразным является применение экологически безопасных ядерных энергоисточников. Преимущества такого использования тепла ядерных реакторов определяются большой долей среднетемпературного тепла в общем балансе; существенно большей технологической подготовленностью работы ядерных реакторов в среднетемпературном интервале по сравнению с работой в высокотемпературном режиме ($\geq 1000^\circ\text{C}$); возможностью использования «низкотемпературных» технологий получения водорода.

В связи с поставленной проблемой следует отметить уже имеющуюся практику совмещения выработки пара и технологического тепла в высокотемпературных атомных реакторах с гелиевым охлаждением для энерготехнологического комплекса по газификации угля, которые приведены в [1,2]. В США в составе промышленной установки по газификации угля эксплуатировался атомный реактор Reach-Bottom с тепловой мощностью 115 МВт, охлаждаемый гелием, выходящим из реактора с температурой 750°C [3].

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРОБЛЕМЫ ПЕРЕРАБОТКИ УГЛЯ

Наиболее привлекательным методом получения жидких продуктов из угля – моторного топлива и сырья для органических синтезов – является гидрогенизация [4,5], т.к. для их получения необходимо присоединить к органической массе угля (ОМУ) значительное количество водорода, осуществить деструкцию угольного мультимера и удаление гетероатомов для получения низкомолекулярных продуктов и придания топливу необходимых качественных характеристик. Поэтому процессы гидрогенизации получили применение в промышленной практике 30-50-х гг. в Германии, Англии, России. Однако применявшееся в процессах высокое давление водорода (25-70 МПа) сопровождалось его большим расходом, и после появления в 50-60-х гг. на мировом рынке относительно дешевой нефти производства были остановлены.

Метод газификации угля и синтез из газа жидких топливных и химических продуктов сохранил свое значение для переработки высокозольных, труднообогащаемых углей, в т.ч. в настоящее время остается единственным методом производства водорода, необходимого для гидрогенизации угля. В ЮАР при финансовой поддержке государства (400-500 млн. долл. в год) из угля производится свыше 4,5 млн. т моторного топлива в год. Состояние проблемы в этой области рассмотрено в [6].

В связи с ограниченными запасами нефти, по сравнению с углями, отсутствием нефти в ряде индустриально развитых стран, высокими затратами на разведку новых месторождений и дальним, экологически небезопасным транспортом нефти в Европу, Северную Америку и Японию во многих странах мира проводятся исследования и опытные работы, направленные на совершенствование метода гидрогенизации, интенсификацию отдельных стадий и процессов получения синтетического жидкого топлива (СЖТ) из угля с целью уменьшения капитальных и эксплуатационных затрат на переработку угля в жидкое топливо, подготовку процессов к реализации в промышленности. В качестве иллюстрации можно привести материалы последних международных конгрессов «Наука об угле» (1997 г., Германия; 1998 г., Страсбург, Франция), на которых были рассмотрены достижения науки в этой области [7,8]. Исследования по гидрогенизации углей в настоящее время широко проводятся в Австралии, Великобритании, Германии, Испании, Индонезии, Колумбии, Китайской Народной Республике, Пакистане, США и Японии.

В Германии, США, Японии, России подготовлен к промышленной реализации ряд новых процессов гидрогенизации угля в жидкие продукты, применение которых на практике сдерживается низкими ценами нефти на мировом рынке.

В Германии фирмами Veba Oil, Ruhrkohle AG, Saarbergwerke AG и др. разработана и проверена в условиях опытно-промышленных установок (производительностью по сырью до 200 т/сут.) «новая немецкая технология» гидрогенизации угля под давлением 20-30 МПа, в которой по сравнению с промышленным процессом 40-х годов усовершенствованы стадии подготовки угля, переработки продуктов ожижения, в т.ч. с применением процесса гидропиролиза для переработки твердых остатков. На опытно-промышленном предприятии в г.Боттропе в течение 58900 ч переработано в жидкие продукты около 368 тыс. т углей различных месторождений Германии. Разработаны технические проекты для получения 1-3 млн.т моторного топлива и химических продуктов из угля в год.

В США фирмами Exxon, Gulf Oil Corp., Pittsburgh and Midway Coal Mining и др. разработана технология гидрогенизации угля под давлением 20 МПа с рециркулирующим пастообразователем-донором водорода в присутствии суспензированного алюмокобальтмолибденового катализатора (процесс SRC), а также модификация процесса H-Oil – процесс H-Coal, реализованного фирмой Hydrocarbon Research, процесс EDS и другие. Начато строительство в 1996 г. установки по переработке 1500 т угля/сут. в штате Огайо [9].

Наиболее интенсивно работы по созданию технологии гидрогенизации нового поколения в последние годы проводятся в Японии, где в рамках государственной программы «Sunshain» фирмой Nippon Coal Oil Co., Ltd и корпорацией NEDO сооружена и начата успешная эксплуатация опытно-промышленной установки производительностью 150 т угля в сут. (г. Кашима). Процесс осуществляется под давлением 17-19 МПа с применением так же, как и в «новой немецкой технологии» железосодержащего катализатора (3-5% в расчете на сырье). В 1998-1999 гг. проведены опытные пробеги по полной технологической схеме (за 1300 ч переработано 6500 т углей месторождений Австралии и Индонезии). Принято решение о разработке проекта и сооружении демонстрационной установки производительностью 30000 т угля/сут. в Индонезии, провинция Tanjung Enim [10]. Научно-исследовательским центром Takasago Coal Liquefaction Center, Kobe Steel проведены исследования по усовершенствованию технологии переработки углей в жидкие продукты методом гидрогенизации [11]. Усовершенствования процесса VCL, разработанного ранее применительно к бурым углям, проверены на установке производительностью 50 т угля/сут. (Австралия, 1993 г.).

Исследования по гидрогенизации бурого угля из Австралии, Японии и суббитуминозного угля из Индонезии показали, что при температуре 300-400°C происходит глубокое превращение углей в жидкие высокомолекулярные соединения, которые необходимо стабилизировать водородом для предотвращения их конденсации при дальнейшем нагреве и гидрогенизации в дистиллятные продукты. Поэтому предложено осуществлять процесс в двух реакционных стадиях. На первой стадии при 380-420°C происходят указанные первичные превращения, а на второй стадии - окончательная гидрогенизация при температуре 450-460°C. При этом увеличивается выход жидких дистиллятных продуктов и снижается газообразование.

Так, при гидрогенизации австралийского угля месторождения Jallourn выход жидких продуктов увеличивается с 50,1 до 61,8% в расчете на сухой беззольный уголь, а газообразование уменьшается с 18,4 до 13,3%. Для индонезийского угля месторождения Banko получены соответственно следующие величины: 65,5 и 67,9%, 15,7 и 10,1%.

В настоящее время проводятся исследования, опытные и проектные работы японскими правительственными организациями (NEDO) и корпорациями (NBCL, Kobe Steel и др.) с целью разработки совершенной технологии нового поколения переработки углей в жидкие продукты, в т.ч. применительно к углям Индонезии, как для переработки их на месте (запасы свыше 34,0 млрд. т), так и доставки их в Японию для указанной цели.

Анализ приведенных данных японских исследователей (см. табл.1) показывает, что применение высокого давления при гидрогенизации индонезийских углей сопровождается высоким расходом водорода, что связано с превращением кислорода углей, в основном, в воду. Исследованиями, проведенными в ИГИ [12], показано, что выход воды при давлении 6-10 МПа в присутствии эмульгированного Мо катализатора в 2-3 раза ниже, т.к. кислород удаляется, в основном, в виде диоксида углерода. Расход водорода извне также существенно ниже и составляет 1,5-2,0% вместо 6,0-8,0% при гидрогенизации под давлением 15,0 МПа, и выше - в присутствии железного катализатора.

На основании полученных сведений и результатов экспериментальных исследований совместно индонезийскими (BPPT) и японскими (NEDO, BCL) организациями в 1998-1999 гг. разработана концепция сооружения на о. Суматра (угольное месторождение Banko) предприятия по переработке 30000 т угля/сут. для получения 140 тыс. барр/сут. жидких продуктов по стоимости 20 USD/барр (стоимость угля 15,22 USD/т).

Таблица 1

Результаты гидрогенизации углей Индонезии (450°С, 27-24 МПа, 60 мин., катализатор Fe₂O₃)[13]

Месторождение	W ^r , %	A ^d , %	H/C	O/C	Выход продуктов, мас. %		Расход H ₂ , мас.%
					масла	асфальтены	
Banko	34,3	2,6	0,87	0,23	72,2	2,5	8,3
Adaro	25,0	1,4	0,84	0,21	63,5	10,9	7,3
Pasir	16,0	1,0	0,83	0,19	63,2	12,4	8,1
Berau	23,5	2,4	0,82	0,22	64,1	5,3	5,7
Cerenti	52,7	6,4	0,88	0,30	63,8	2,7	8,4
Yallourn*	65,0	1,6	0,85	0,31	56,4	10,0	7,8

* Гидрогенизация в проточной установке производительностью 0,1 т/сут.; 450°C, 14,7 МПа, 0,75 кг/л·ч, 1,0% FeO_{0H}, растворитель:уголь = 2,5:1

В Японии на заводе производительностью 150 т угля/сут. (г. Кашима) проведено [14] 5 опытных пробегов по полной технологической схеме по гидрогенизации индонезийского угля месторождения Tanito-Harum.

В России в 70-80-х гг. проводились исследования, опытные и проектно-конструкторские разработки, направленные на создание конкурентоспособного с переработкой нефти производства жидких топливных и химических продуктов из бурых и каменных углей, в основном, открытой добычи, крупнейших в мире месторождений Канско-Ачинского, Кузнецкого и др. угольных бассейнов. В этих работах участвовало большое число научно-исследовательских, проектно-конструкторских организаций и промышленных предприятий. Были разработаны отечественная технология производства жидких продуктов из угля под давлением водорода (10 МПа, 425-435°C, время реагирования на стадии ожигения угля 60 мин., эмульгированный Мо-катализатор), которая прошла апробацию в условиях опытно-промышленного производства на заводе СТ-5; концепция и проектно-конструкторская документация для сооружения в Канско-Ачинском бассейне промышленного предприятия мощностью от 3,0 до 4,5-5,0 млн. т жидких продуктов в год.

Установлено, что применение новых каталитических систем при гидрогенизации углей Канско-Ачинского бассейна при понижении давления водорода позволяет достигнуть еще более высокой степени превращения органической массы угля (ОМУ) и образования жидких продуктов – 91,6 – 95,6% и 91,6 – 96,1% в присутствии образцов катализаторов, содержащих MoS_2 и WS_2 соответственно. В присутствии таблетированных Мо-Ni-W-катализаторов степень превращения ОМУ ниже, чем с мелкодисперсными Со-Мо-Ni-W-катализаторами и составляет 76,4-81,6% при выходе жидких продуктов 79,8-81,4%. При применении в качестве катализатора концентрата MoS_2 руды Сорского комбината при ожигении бурого угля Канско-Ачинского бассейна достигается несколько меньшая степень превращения ОМУ в жидкие продукты – 65,8%.

Переход на пониженное давление водорода в отечественной технологии (до 10 МПа) позволяет использовать стандартное для НПЗ оборудование, что существенно снижает металлоемкость технологических линий.

ПЕРСПЕКТИВЫ ВНЕДРЕНИЯ ЯДЕРНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ В ТЕХНОЛОГИЮ ГИДРОГЕНИЗАЦИОННОЙ ПЕРЕРАБОТКИ НИЗКОСОРТНЫХ УГЛЕЙ В МОТОРНОЕ ТОПЛИВО

Одной из важнейших проблем при массовом производстве СЖТ является решение проблемы защиты окружающей среды от загрязняющих веществ, так как углеперерабатывающее производство является потенциальным источником ряда вредных выбросов и отходов (твердых и газообразных) [15].

Следует отметить, что сжигание 1 т угля на ТЭС дает четыре тонны вредных отходов. Выбросы ТЭС содержат газы и пары CO_2 , SO_2 , NO_2 , CO , углеводороды различного состава, в том числе наиболее ядовитые ароматические полициклические производные и мелкодисперсные твердые аэрозоли, включающие в себя практически все элементы таблицы Менделеева, в том числе и естественные радиоактивные изотопы.

В зависимости от состава топлива ТЭС создает тяжелые экологические нагрузки в приземном слое атмосферы и на ландшафтах больших регионов.

Преимущество использования ядерных реакторов для энергообеспечения предприятий производства СЖТ заключается в следующем:

- вдвое сокращаются затраты на угледобычу и площади отчуждаемых земель [16];

- сокращаются затраты на ступенях гидрокрекинга средних и тяжелых фракций, риформинга и сероочистки бензина, уменьшается металлоемкость технологического оборудования за счет интенсификации процесса ожигения гамма-излучением [17];

- существенно снижены тепловые выбросы в атмосферу из-за высокого термодинамического КПД парового цикла ядерной установки;

- практически отсутствуют радиационные выбросы вследствие высокой поглощающей способности теплоносителя ядерного реактора и его низкого давления (0.2 ÷ 0.5 МПа);

- существенно снижены объемы радиационных отходов из-за специфических особенностей топливного цикла быстрых реакторов;

- наконец, полностью отсутствуют твердые и газовые отходы, характерные при сжигании низкосортных бурых углей для целей энергообеспечения технологического процесса получения светлого топлива.

Петрографический состав и специфические физико-химические свойства низкометаморфозных бурых углей Канско-Ачинского бассейна в наибольшей мере отвечают условиям процесса эффективной гидрогенизации ОМУ с высоким выходом целевых жидких продуктов. Зависимость отношения Н/С (Н и С – содержание водорода и углерода, в масс. %) для разного вида сырья приведена на рис.1. Выход целевого продукта в зависимости от отношения Н/С приведен на рис.2.

Проведенные в последние годы проектно-конструкторские разработки [18,19] позволяют сделать вывод о том, что для указанных углей и существенного снижения вредных выбросов в состав промышленного комплекса по производству СЖТ (мощность до 500 тыс.т жидких продуктов в год) могут быть включены высоконадежные, экологически безопасные ядерные реакторы на быстрых нейтронах с жидкометаллическим теплоносителем типа БН (см. рис 3). Температура теплоносителя составляет 550°C, а на входе в парогенератор ~ 520°C, что достаточно для гидрогенизации угля и тяжелых нефтяных остатков.

Гигантское месторождение бурых углей (запасы свыше триллиона тонн) – ценнейшего и самого дешевого в мире химического сырья – является уникальной базой Канско-Ачинского топливно-энергетического комплекса, развитию которого придается решающее значение в Государственных программах освоения Сибири.

Специфика состава и структуры этих бурых углей, содержащих 5-10% золы и до 40% влаги, нетранспортабельность их и наряду с этим чрезвычайная дешевиз-

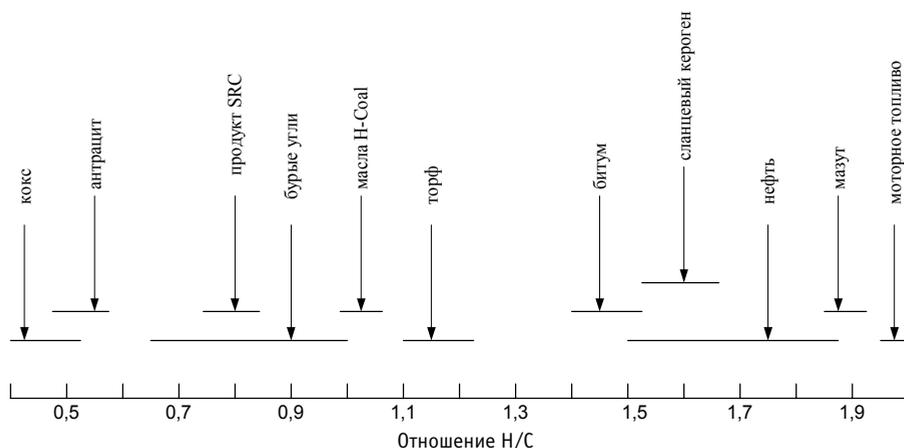


Рис. 1. Атомарное отношение Н/С для различного углеводородного сырья: Н и С – содержание водорода и углерода, в масс. %

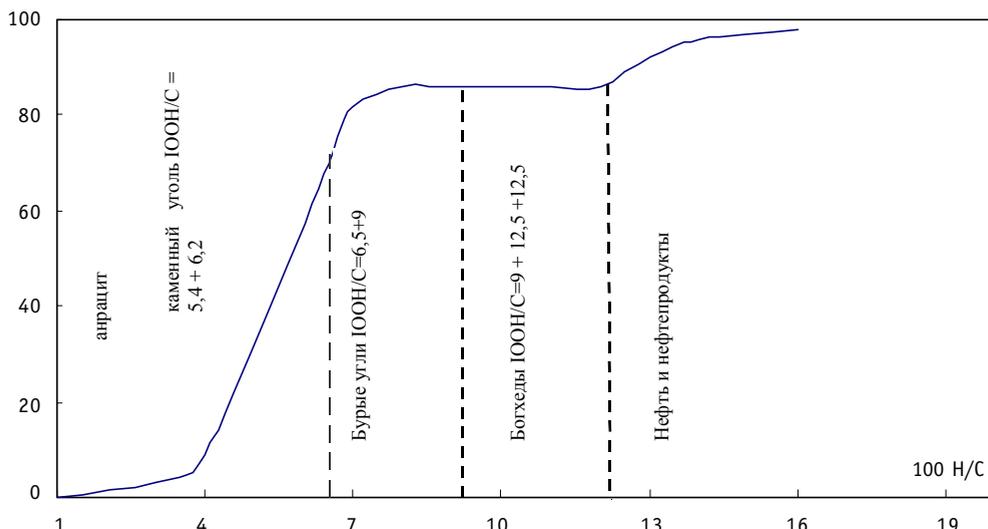


Рис.2. Зависимость выхода жидких продуктов гидрогенизации от отношения 100 Н/С в исходном топливе

на добычи (10% от себестоимости угля в Донбассе) обуславливают особенности эксплуатации действующих крупнейших ГРЭС КАТЭК (Назаровской, Березовской). И прежде всего – крайне тяжелое состояние экологии громадного региона. Трудно представить многомиллионный тоннаж масс золы и шлаков, сконцентрированных в атмосфере и на территории КАТЭК при дальнейшей реализации его теплоэнергетического потенциала, не говоря уже о глобальных отрицательных геофакторах.

В комплексном плане развития КАТЭК предусмотрено производство синтетического жидкого горючего на базе теплоэнергетики. Но это никак не снимает тяжесть проблем экологии.

Предложенное использование безопасных ядерно-энергетических установок с реакторами на быстрых нейтронах в технологии переработки углей для синтеза моторных топлив дает кардинальное решение проблемы.

Будущее КАТЭК с использованием ядерных реакторов на быстрых нейтронах видится как мощное развитие промышленности синтетического моторного топлива, а также дешевого газа и ценнейших продуктов основного органического синтеза, как становление новой углехимии.

По экономическим соображениям размещение предприятий СЖТ должно быть рядом с угольными разрезами. Предполагается провести разработку проекта атомного технологического комплекса производства СЖТ с привязкой его к конкретному расположению угля (Канско-Ачинский бассейн).

ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ ПРОИЗВОДСТВА СЖТ

В табл.2 приведены основные технико-экономические показатели производства синтетического жидкого топлива с годовым выпуском товарной продукции ~5 млн.т (СТ-500).

На основании данных табл.2 можно констатировать, что переработка угля с применением гидрогенизационных процессов при пониженном давлении водорода (до 10 МПа) позволяет увеличить ресурсы моторного топлива; все получаемые продукты обеспечат прибыль и рентабельность промышленного производства при сроке окупаемости капиталовложений в течение 5-6 лет.

Однако в ближайшей перспективе сооружение предприятий по производству из угля 3-5 млн. т моторного топлива в год в одном угольном регионе вряд ли це-

Таблица 2

Технико-экономические показатели СТ-500 (цены 1990 г.)

Показатели	Величина показателей	
	I схема*	II схема**
Годовой объем переработки угля, млн. т	20,318	28,198
в т.ч. на технологию	14,068	21,198
Годовой выпуск жидких продуктов (всего), млн. т	4,361	5,486
в т. ч. автобензин АИ-93	1,000	2,370
авиакеросин	0,300	0,300
дизтопливо марки Л гидроочищенное	2,715	2,715
бензол	0,061	0,061
толуол	0,005	0,005
МТБЭ	0,281	-
метанол	-	0,036
Стоимость годового выпуска товарных продуктов, млн. руб.	1556,7	2087,9
Себестоимость годового выпуска товарных продуктов, млн. руб.	778,2	989,0
Годовая прибыль, млн. руб.	778,5	1098,9
Сметная стоимость строительства (всего), млн. руб.	4884,7	6261,1
в т. ч. СМР	2626,8	3367,0
Численность производственного персонала, чел.	4621	4853
Годовой расход энергосредств:		
бурый уголь для сжигания на ТЭЦ, млн. руб.	4,600	4,820
бурый уголь для сжигания в блоке углеподготовки, млн. руб.	1,650	1,740
топливный газ (собственная выработка), млн. м ³	5,139	5,210
пар (собственная выработка), млн. Гкал	7,780	7,940
электроэнергия (50% собственная выработка), млн. кВт·ч	3338,7	3647,18
вода свежая, млн. м ³	59,0	65,096
Срок окупаемости капитальных вложений, лет	6,2	5,7

* получение жидкого топлива прямой гидрогенизацией угля;

** получение жидкого топлива гидрогенизацией и газификацией угля (дополнительно включена установка по производству из синтез-газа бензина с последующей гидроконверсией его в высокооктановый автобензин)

лесообразно в связи с трудностями обеспечения инвестициями на создание столь крупномасштабного производства. Более реальным представляется строительство упрощенных установок модульного типа мощностью до 500 тыс. т жидких продуктов в год. Создание таких установок достаточно для обеспечения горюче-смазочными материалами угольных регионов России, удаленных от источников централизованного снабжения нефтепродуктами, но располагающих ресурсами угля, в том числе мелких классов.

Приведенные ниже результаты технико-экономической оценки модуля производительностью 500000 т/год с энергообеспечением от ядерного реактора с жидкометаллическим теплоносителем выполнены с использованием материалов раз-

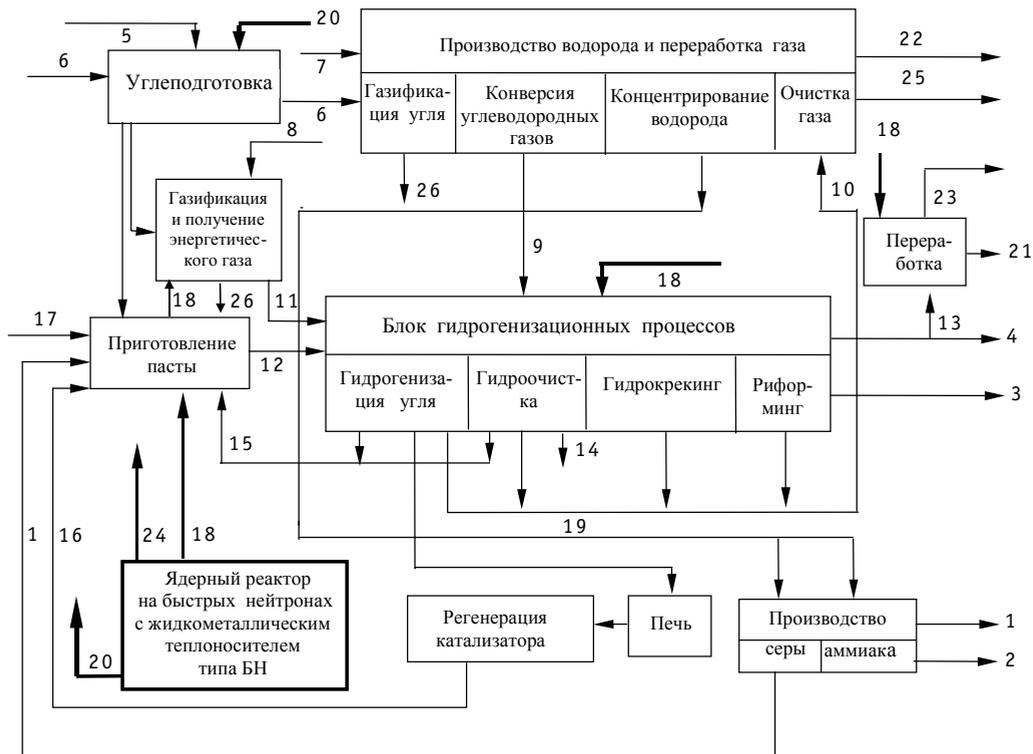


Рис. 3. Принципиальная блок-схема получения жидких продуктов из угля на промышленном предприятии с ядерным энергоисточником типа БН: 1 - сера; 2 - аммиак; 3 - высокооктановый бензин; 4 - дизельное топливо; 5 - реагенты; 6 - уголь; 7 - кислород; 8 - воздух; 9 - водород; 10 - газ; 11 - энергетический газ; 12 - паста; 13 - низкооктановый бензин; 14 - вода; 15 - пастообразователь; 16 - возврат катализатора; 17 - катализатор; 18 - пар; 19 - шлам; 20 - горячий инертный газ; 21 - автобензин; 22 - сжиженные газы C₃ - C₄; 23 - ароматические углеводороды C₆-C₈; 24 - электроэнергия; 25 - CO₂; 26 - шлак

Таблица 3

Сравнительная технико-экономическая оценка промышленного получения жидкого топлива из бурого угля Канско-Ачинского бассейна и суббитуминозного угля Индонезии

№ п/п	Показатели	Процесс	
		ИГИ* (Россия)	NEDO-BCL** (Япония)
1	Годовой объем переработки угля, млн.т.	1,6	15,44
2	Годовой выпуск жидких продуктов (всего), млн.т, в т. ч. автобензин АИ-93 дизельное топливо угольная нефть	0,5	5,94
		0,135	-
		0,365	-
3	Технологические условия процесса: давление, МПа	6,0	17,0-19,0
	катализатор, мас.% от угля	0,05	3,0
4	Капитальные вложения, млн. долл.	318	4275
5	Уровень рентабельности, %	15	-
6	Себестоимость 1 т жидких продуктов, долл.	135,2	150,0

* - с ядерной энергоустановкой; ** - с энергоисточником на органике

работки головного предприятия СТ-500 в 1989 и 1991 гг. В табл.3 приведены некоторые сравнительные технико-экономические характеристики для двух заводов по переработке угля в моторное топливо.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. На основании результатов исследований, опытных и проектно-конструкторских работ, выполненных в последнее время в России и опубликованных зарубежными организациями (Япония, Германия, Испания, Китай и др.), разработана концепция создания модульной установки мощностью 500 тыс. т жидких продуктов в год; выполнена технико-экономическая оценка производства и разработаны предложения выполнения проекта инвестиций в промышленное предприятие.

2. Рассмотрение экологических аспектов и путей снижения экологически вредных выбросов при промышленном производстве топливных и химических продуктов из угля показало, что существенное снижение вредных выбросов промышленного комплекса по получению жидких продуктов из угля может быть достигнуто при применении в его составе экологически безопасных ядерных БН-реакторов для выработки электроэнергии, водяного пара и газового теплоносителя на собственные нужды. Суммарное снижение удельного расхода угля на производство примерно в 1,5 раза в этом случае позволит резко увеличить защищенность окружающей среды от вредных выбросов газов в атмосферу и на 30-40% снизить складирование твердых золошлаковых отходов в отвалы.

3. В настоящее время на основании полученных экспериментальных данных ИГИ и Тулаинжнефтегаз разработана новая упрощенная технологическая схема переработки угля в моторное топливо с применением метода гидрогенизации под давлением 6,0 МПа как на стадии ожигения угля, так и на стадии переработки угольных продуктов в высококачественный автомобильный бензин и дизельное топливо с использованием новых, высокоэффективных катализаторов, разработанных во ВНИИ НП. Для конструктивного оформления технологической схемы разработана аппаратура, необходимая для технической реализации процессов, и рекомендованы соответствующие заводы-изготовители.

Литература

1. *Schulten R.* // Erdol und Kohle. - 1971. - 24. - P.334 – 337.
2. *Van Heek K. H., Juntgen H., Peters W.* // Erdol und Kohle. – 1973. - 26. - P.701-703.
3. *Cautius W., Engelhard J., Ivens G.* // Atomwirtschaft-Atomtechnik. – 1974. -19. - P.444-450.
4. *Калечиц И.В.* // Российский химический журнал. – 1984. - Т. XXIX. - №4. - С.63-73.
5. *Кричко А.А., Лебедев В.В., Фарберов И.Л.* Нетопливное использование углей. М.: Недра, 1978. - 215 с.
6. *Lapidus A.L., Krylova A.Yu.* Hydrocarbon synthesis from the products of coal gasification: III International symposium "Catalysis in coal conversions" (Novosibirsk, 10-13 July 1997). – Новосибирск, 1997. – С.85-87.
7. *Ziegler A., van Heek K.H., Klein J., Wanzl W.* Proc. 9th International Conference on Coal Science (Essen, Germany, 7-12 September 1997). - Essen, 1997. – V.III. – 613 p.
8. Extended Abstracts and Programme of Symposium "Science and Technology of Carbon" (Strasbourg, France, July 1998). – Strasbourg, 1998. - v.II. – 894 p.
9. Oil and Gas Journal - 1993. - April 12. - P.85.
10. *Nishiyama Y.* Proc. 6th Japan-China Symposium on Coal and C₁ Chemistry. (Zao, Miyagi, Japan, October 1998.). - Zao, Miyagi, 1998. - 390 p.
11. *Tamura M., Kaneko T., Shimasaki K.* Outline of the advanced BCL process: Proc. 6th Japan-China Symposium on Coal and C₁ Chemistry. (Zao, Miyagi, Japan, October 1998). - Zao, Miyagi, 1998. - P.164-167.

12. Кричко А.А., Малолетнев А.С. Гидрогенизация углей месторождений Танито-Харум и Яллоурн // Химия твердого топлива. – 1997. - №4. - С.69-76.
13. Hartiniati S. Current status and prospect of coal liquefaction in Indonesia: Proc. 6th Japan-China Symposium on Coal and C₁ Chemistry (Zao, Miyagi, Japan, October 1998). - Zao, Miyagi, 1998. – P.180-183.
14. Hirano K., Endo M., Nishibayashi T., Kobayashi M., Yoshida H. Operation of 150 t/d NEDOL coal liquefaction Pilot plant: Proc. 6th Japan-China Symposium on Coal and C₁ Chemistry (Zao, Miyagi, Japan, October 1998). - Zao, Miyagi, 1998. - P.1-4.
15. Кричко А.А., Малолетнев А.С., Сидоров Г.И. и др. Экологические аспекты производства жидкого топлива гидрогенизацией углей // ХТТ. – 1998. - №2.
16. Малолетнев А.С. и др. Использование экологически безопасных ядерных энергоисточников для переработки угля в моторное топливо // Химия твердого тела. – 1999. - №4.
17. Рябченко П.В., Лукин В.В. и др. Каталитические свойства оксидных систем в реакциях клаус после регенерации в пучке ускоренных электронов // Химическая промышленность. – 1998. - №2.
18. Козловцев В.С., Сидоров Г.И. и др. Применение реакторов на быстрых нейтронах для энергообеспечения производства синтетического жидкого топлива из угля: Материалы конференции Ядерного Общества СССР «Ядерная энергия в СССР» (Обнинск, июнь 1990). – Обнинск, 1990.
19. Громов Б.Ф., Сидоров Г.И. и др. Энергообеспечение крупнотоннажных производств синтетического жидкого топлива от атомной энерготехнологической станции на быстрых нейтронах. // Энергетическое строительство. - 1992. - №6.

Поступила в редакцию 14.03.2000

БЫСТРЫЙ МЕТОД ПРОГНОЗИРОВАНИЯ РОСТА ТРЕЩИН В ТРУБОПРОВОДАХ БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА

В.А. Андреев, О.М. Гулина

Обнинский институт атомной энергетики, г. Обнинск



Предложен быстрый метод расчета вероятности течи с использованием информации о начальном распределении дефектов, характеристиках метода контроля и параметрах уравнения Пэриса. В отличие от имитационного моделирования предложенный метод обладает большими быстродействием и точностью. Для принятия решения о продолжении эксплуатации трубопровода предложен метод анализа кривой интенсивности отказов, полученной по расчетным данным.

Актуальная проблема управления ресурсом оборудования АЭС требует разработки адекватных методов оценки характеристик надежности этого оборудования при различных механизмах деградации. Одной из таких задач является оценка и прогнозирование ресурса оборудования в условиях роста трещин. При этом управление ресурсом должно состоять, в том числе, в назначении контроля состояния оборудования и проведении превентивных мероприятий, при которых будут обеспечены заданные характеристики ресурса. Для оборудования, важного с точки зрения безопасности (корпуса, трубопроводов ГЦК), в таком случае используется концепция “течь перед разрушением”. Согласно этой концепции для оценки ресурсных характеристик оборудования в условиях роста трещин в качестве предельного состояния принимается наличие сквозного дефекта, причем разрушение трубопровода может наступить уже после дальнейшего роста необнаруженного текущего дефекта. Таким образом, разрушение является зависимым событием. Чтобы вычислить вероятности соответствующих событий, необходимо смоделировать рост начальных дефектов, имеющихся в материале оборудования, согласно некоторому закону распределения и оценить, используя критерий отказа (течь или разрушение), вероятности течи, разрушения или безотказной работы.

Разработанный программный комплекс ReP (Reliability of Piping) решает задачи прогнозирования надежности трубопроводов в соответствии с концепцией “течь перед разрушением”. Модель расчета, используемая в комплексе, реализует физико-статистический подход, развиваемый в теории надежности, и принимает во внимание как физическую природу процесса деградации, так и стохастический характер параметров нагружения, а также прочностных и геометрических характеристик материала [4]. Результатом моделирования является оценка вероятности течи

$$P_{leak} = \{ (a \geq h) \cup (K_I(a) \geq K_{IC}) \} \quad (1)$$

где a – величина растущего дефекта; h – толщина стенки трубопровода; $K_I(a)$ – коэффициент интенсивности напряжения в вершине дефекта, K_{IC} – критический коэффициент интенсивности напряжения. Все параметры, используемые в модели, описываются одномерными распределениями в каждый момент времени. Для описания распространения усталостной трещины использовано уравнение вида [2]:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K), \quad (2)$$

где $\frac{da}{dN}$ – скорость роста трещины (средний прирост глубины за один цикл), а точнее, один из его распространенных вариантов – эмпирическое уравнение Пэриса [2-4]

$$\frac{dl}{dN} = C(\Delta K)^n, \quad (3)$$

где C и n – константы материала [2], в общем случае тоже случайные. Подробно общая имитационная модель, реализованная в комплексе ReP, описана в [4].

Интерфейс комплекса приведен на рис.1.

В настоящее время в комплексе оптимизирована скорость вычисления, внедрены база данных используемых характеристик конструкционных материалов и современные технологии доступа к данным, модифицирована имитационная модель, а также расширены функциональные возможности программного комплекса.

Исходная имитационная модель предполагает следующий алгоритм расчета: генерируется некоторая последовательность дефектов с заданным распределением, осуществляется имитация контроля, в результате чего с вероятностью P_d часть дефектов отсеивается, а оставшиеся растут со скоростью (3), пока не выполняются условия хрупкого разрушения [1]. В результате получается выборка из «проросших» дефектов за i -й год, на основе которой оцениваются статистические показатели надежности. Такой подход имеет существенный недостаток. Для высоконадежного оборудования и методов контроля возникает необходимость в генерации очень большого количества дефектов, что приводит к огромным объемам

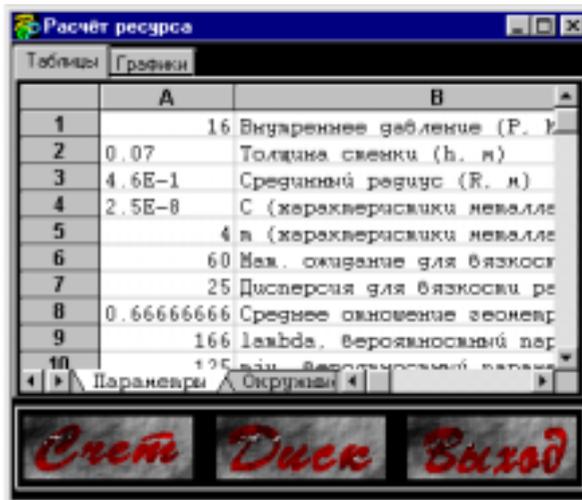


Рис. 1. Интерфейс комплекса

вычислений. В особенности это касается вычисления вероятности течи в первые годы эксплуатации.

Разработан вычислительный метод “быстрая процедура” который качественно отличается от изложенного выше алгоритма:

- допустим, что начало роста дефектов совпадает с началом эксплуатации трубопровода;
- предположим также, что в i -й момент времени некоторый дефект стал сквозным, т.е. его размеры стали сравнимы либо с размерами стенки трубы ($a_1=h$), либо $K_I(a_2)=K_{IC}$, где a_1 - размер дефекта для первого условия, а a_2 - для второго;
- если скорость роста дефекта известна [2], то можно найти $a_1(t)$, $a_2(t)$;
- “прокручивая” рост дефекта назад по времени, можно определить размеры дефектов в начальный момент времени $a_{10}=a_1(-t)$, $a_{20}=a_2(-t)$;
- начальное распределение $P_0(a)$ [3] и вероятность необнаружения дефекта $(1-P_d(a))$ [4] также известны;
- вероятность течи в i -й момент времени находится по формуле

$$P_{leak}=1-(1-(1-P_0(a_1(-i)/P_0(h))(1-P_d(a_1(-i))))(1-(1-P_0(a_2(-i)/P_0(h))(1-P_d(a_2(-i))))).$$

Ниже приведены результаты расчета математического ожидания вероятности течи трубопровода Ду850 для продольных трещин по исходной имитационной модели. Исходные данные:

- марка стали 10ГН2МФА;
- номинальное давление 16 МПа;
- расход теплоносителя 2000 м³/ч;
- давление при гидроиспытаниях 24 МПа;
- рабочая температура горячей нитки 320⁰С;
- рабочая температура холодной нитки 290⁰С;
- для начального распределения дефектов $f_0(\lambda)=\lambda e^{-\lambda a}$, $\lambda=166$;
- для вероятности обнаружения дефекта $P_d=1-e^{-\mu a}$ $\mu=250$;
- внутренний диаметр 850 мм; внешний диаметр 990 мм;
- толщина стенки 70 мм; $C=2.5E-8$; $m=4$.

Результаты расчета по “быстрому” методу приведены на рис.4. Верхняя кривая - вероятности, рассчитанные аналитически, нижняя – по исходной имитационной модели. Результаты получены в предположении, что контроль дефектов проводится

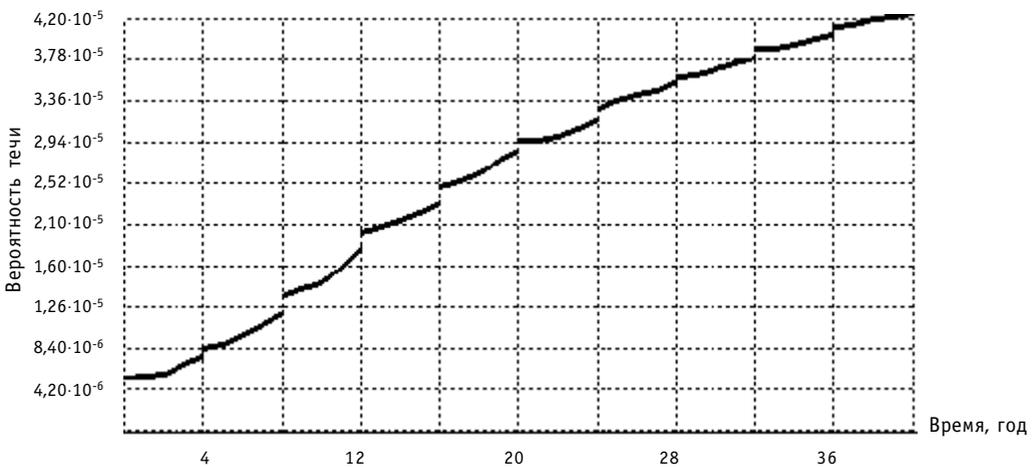


Рис. 2. Число гидроиспытаний (с контролем дефектов) равно 10, длина периода 4 года. Выборка из 10⁶ растущих дефектов

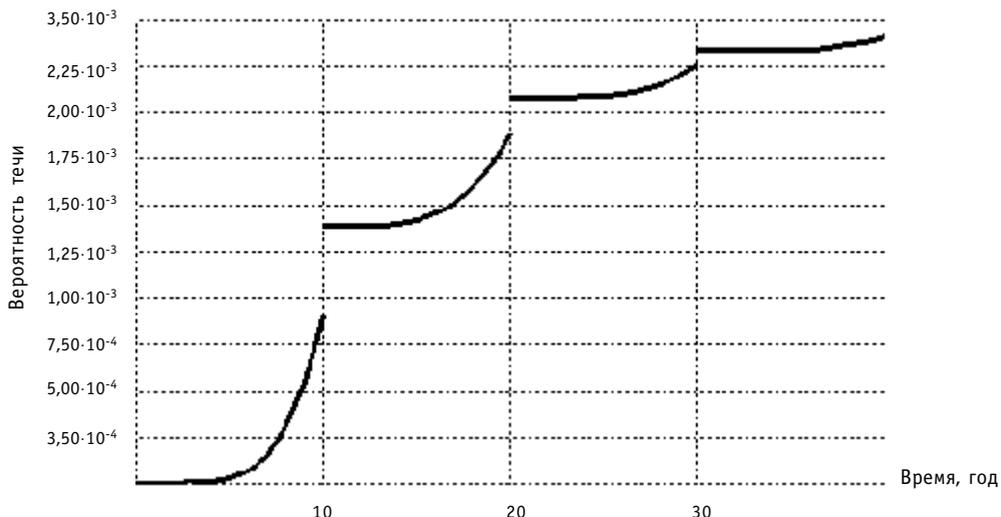


Рис. 3. Период гидроиспытаний 10 лет. Выборка из 10^6 растущих дефектов

только в начале эксплуатации.

Итак, мы располагаем методиками расчета вероятности течи в трубопроводе в результате прорастания усталостных трещин до критических размеров. На основе рассчитанных характеристик надежности необходимо принять решение о возможности дальнейшей эксплуатации трубопровода. Это решение может быть принято, например, на основе анализа кривой интенсивности отказов, отражающей процесс старения материала трубопровода. Стадии начала старения отвечает участок возрастания кривой интенсивности отказов от времени. На рис.5 показана зависимость изменения интенсивности отказов вследствие течи от времени $\lambda_{рас}$ на основе данных рис.4. В работе [6] на основе анализа течей трубопроводов АЭС по каждому типу реакторов приведены эмпирические интенсивности отказов $\lambda_{эксп}$. В табл.1 [6] для PWR $\lambda_{эксп}=8,1 \cdot 10^{-5}$ 1/м·год. На рис.5 эта константа, пересчитанная для рассматриваемого трубопровода, отмечена горизонтальной линией. Пересечение $\lambda_{рас}$ с верхней границей 95-процентного доверительного интервала для $\lambda_{эксп}$ приходится на 32-й год эксплуатации трубопровода, следовательно, в отсутствие периодического контроля и восстановления трубопровода через 32 года после начала его эксплуатации $\lambda_{рас}$ превысит среднестатистический предел. Этот предел также может быть задан, например, с учетом требований по безопасности для данного вида оборудования.

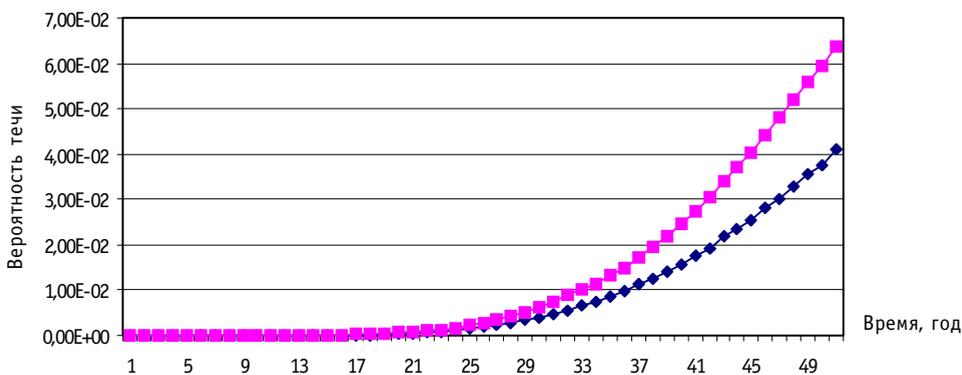


Рис.4. Математическое ожидание вероятности течи для трубопровода Ду850: верхняя кривая - вероятность, рассчитанная аналитически; нижняя - по исходной имитационной модели

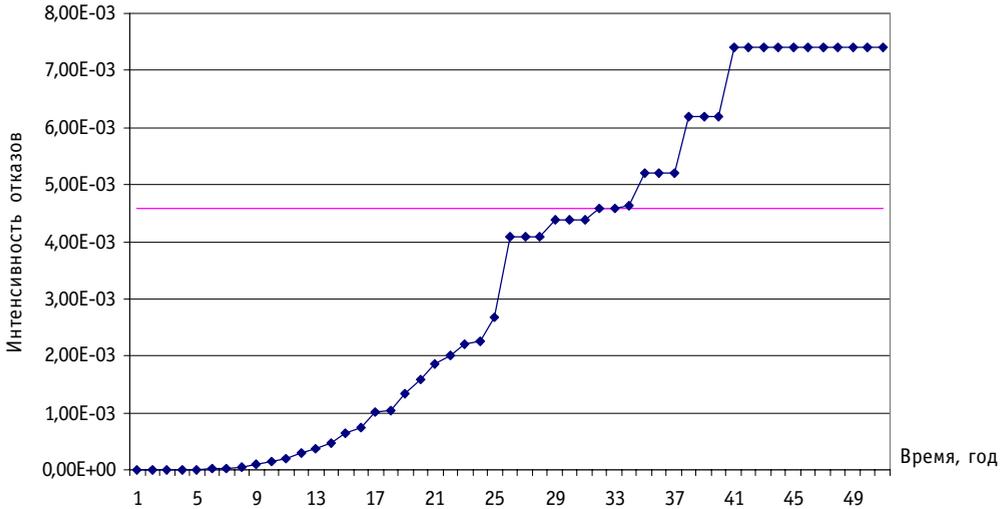


Рис.5. Зависимость верхней границы 95-процентного доверительного интервала для интенсивности течи трубопровода Ду850 от времени

ВЫВОДЫ

Методом обратной прогонки по времени роста сквозного дефекта, оценивается вероятность течи в произвольный момент времени на основе известных характеристик контроля, распределения начальных дефектов и параметров уравнения Пэриса. Предложенный метод обладает существенно большими быстродействием и точностью по сравнению с исходной имитационной моделью. Решение о продлении эксплуатации принимается на основе анализа кривой интенсивности отказов, полученной на основе расчетов вероятности течи.

Литература

1. Сиратори М., Миеси Т., Мацусита Х. Вычислительная механика разрушения. - М.: Мир, 1986. - 334 с.
2. Кузьмин Г.Г. Линейная механика разрушения элементов конструкций ЯЭУ: Учебн. пособие по курсу "Диагностика поврежденных методами механики разрушения".- Обнинск: ИАТЭ, 1998. - 108 с.
3. Баландин Ю. Ф., Горынин И.В., Звездин Ю.И., Марков В.Г. Конструкционные материалы АЭС. - М.: Энергоатомиздат, 1984. - 280 с.
4. Гулина О.М., Сальников Н.Л. Вероятностное прогнозирование ресурса трубопроводов и сосудов давления АС//Известия вузов. Ядерная энергетика. - 1998. - №1. - С. 4-11.
5. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПНАЭ Г-7-002-86)/ Госатомэнергонадзор СССР. (Правила и нормы в атомной энергетике).-М.: Энергоатомиздат, 1989. - 252 с.-
6. Fullwood R.R., Hall R.E. PRAISDPD: An aging pipe reliability analysis PC code// Reliability Engineering and System Safety. - 1990. - 30. - P. 427-446.

Поступила в редакцию 27.09.2000

ИССЛЕДОВАНИЕ СТРЕССОВЫХ СИТУАЦИЙ В ДЕЯТЕЛЬНОСТИ ОПЕРАТИВНОГО ПЕРСОНАЛА АТОМНЫХ СТАНЦИЙ

А.Н. Анохин*, С.М. Киндинова*, А.А. Бугаев, Л.В. Пучков****

** Обнинский институт атомной энергетики, г. Обнинск*

*** Калининская атомная электростанция, г. Удомля*



В настоящей работе представлены результаты исследования деятельности операторов АС в экстремальных ситуациях, чреватых возникновением стрессовых реакций. Деятельность оператора моделируется в виде описания «вход-выход-состояние». Модель состоит из 37-ми компонентов, включая 21 фактор среды, 9 индивидуальных характеристик оператора, 4 показателя уровня стресса и 3 показателя эффективности деятельности. Для измерения компонентов модели были применены метод экспертных оценок и специально разработанная анкета. В качестве экспертов выступали 30 операторов Калининской и Игналинской АЭС. Эксперты выполняли вербальное описание и качественное оценивание одной из экстремальных ситуаций, имевших место в их практике. В результате корреляционного анализа данных был выявлен ряд зависимостей между компонентами модели. Так, эмоциональные воздействия и нехватка времени в наибольшей степени способны спровоцировать стресс и ошибки оператора.

ВВЕДЕНИЕ

Общепризнанно (в том числе и со слов самих операторов), что стресс является неотъемлемым компонентом повседневной жизни и профессиональной деятельности оперативного персонала (ОП) атомных станций (АС). Известны многочисленные случаи, когда стресс становился источником отказов и ошибок, совершаемых операторами АС. Однако известны и случаи, когда стресс играл конструктивную роль в поведении операторов, «вытаскивавших» энергоблок (ЭБ) из безнадёжных ситуаций. Как же все-таки относиться к стрессу ОП АС, как его предвидеть и предупредить, что делать, если стрессовые ситуации все же возникают?

По мнению авторов настоящей статьи для того, чтобы реально продвинуться в этом направлении, необходимо прежде всего осмыслить существующий опыт поведения операторов АС в стрессовых ситуациях и научиться прогнозировать возникновение таких ситуаций. Решению данной задачи посвящено описываемое исследование.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Предпосылки серьезных исследований профессионального стресса возникли лишь в 50–60-х гг. в работах канадского ученого Г. Селье. Его, ставшая классичес-

© **А.Н. Анохин, С.М. Киндинова, А.А. Бугаев, Л.В. Пучков, 2000**

кой, модель реакции человека-оператора на стресс (кривая Селье [1]) отражает зависимость эффективности (E) операторской деятельности от длительности стресса (t) (рис. 1,а). Хорошо известная в психологии кривая Йеркса-Додсона также описывает зависимость эффективности деятельности от силы стрессогенного воздействия (F) (рис. 1.б). В начале этой кривой отмечается низкий уровень воздействия на оператора, что приводит к монотонии – противоположному стрессу, но не менее опасному явлению. Детальный анализ отличия стрессового поведения оператора от поведения в обычных условиях сделан Л.А. Китаевым-Смыком [2]. Следуя классическому определению стресса как неспецифической реакции организма, возникающей в ответ на раздражающее воздействие среды, автор выделяет четыре синдрома стресса, т.е. четыре вида этих неспецифических реакций:

- когнитивный синдром, отражающий характер изменения мышления при стрессе (активизацию, интегративность и наоборот);
- социальный синдром или синдром изменения общения с коллегами или руководством;
- эмоциональный синдром, связанный с возникающими у оператора эмоциями (такими как страх, гнев и др.);
- вегетативный синдром, состоящий в физических и физиологических реакциях и ощущениях, испытываемых оператором (слабость, тошнота, учащение пульса, др.).

В ядерной энергетике публикации, посвященные изучению стресса, практически отсутствуют (к числу немногочисленных публикаций относится статья [3]).

Настоящей работе предшествовали две публикации [4, 5], в которых подробно излагались принципы моделирования стрессовых ситуаций и методика их изучения. Предметом обсуждения данной статьи является применение этой методики на практике и анализ результатов анкетирования 30 операторов АС.

МОДЕЛЬ СТРЕССОВОГО ПОВЕДЕНИЯ ОПЕРАТОРА АС

Основой описания деятельности ОП АС в стрессовых ситуациях служит известная в теории систем модель «вход-выход-состояние» [6]. Моделируемый объект представляется в данной модели как динамическая система, изменяющая свое состояние X под воздействием внешних факторов F , подаваемых на вход. Состояние системы X , в свою очередь, влияет на выходные показатели Y , характеризующие эффективность, качество и другие результирующие свойства системы:

$$\begin{cases} \dot{X} = \Phi(X, F) - \text{уравнение состояния} \\ Y = \Psi(X, F) - \text{уравнение выхода.} \end{cases}$$

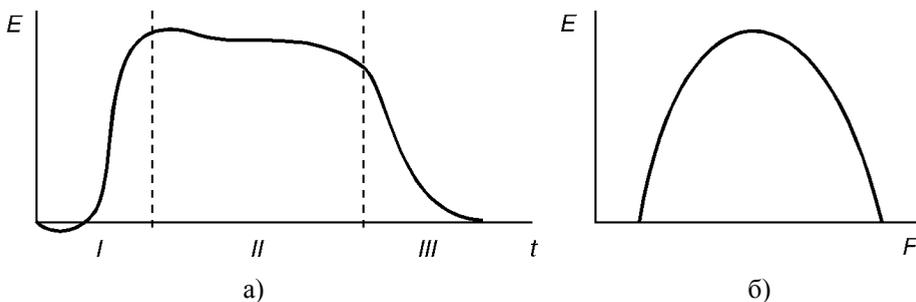


Рис. 1. Модели стресса: а – кривая Селье, I – стадия привыкания, II – стадия адаптации (резистентности), III – стадия истощения ресурсов; б – кривая Йеркса-Додсона

В нашем случае в качестве объекта моделирования выступает оператор АС. Предмет моделирования – деятельность оператора по управлению ЭБ АС и его оборудованием, осуществляемая в условиях стрессогенной технологической ситуации (необходимо отметить, что стресс, вызванный социальными, личными и другими причинами, не рассматривался в рамках настоящего исследования). В качестве стрессогенных внешних факторов, учитываемых в данной модели, выступает 21 фактор рабочей среды, характеризующий условия деятельности и напряженность стрессогенного воздействия на оператора. Состояние оператора описывается с помощью 9-ти его индивидуальных характеристик и 4-х переменных, отражающих характер и силу выраженности стресса. Внешние факторы и индивидуальные характеристики образуют 6 групп: подготовленность, функциональное состояние, личные качества, психофизиологическая, интеллектуальная и эмоциональная напряженность. В качестве выходных показателей рассматриваются 3 показателя качества и эффективности деятельности (рис.2).

Предполагая линейный характер зависимости F, уравнение состояния модели стрессового поведения будет иметь следующий вид

$$x_{\text{стресс}} = \phi(x_i, f_j) = \sum_{i=1}^9 w_i x_i + \sum_{j=1}^{21} w_j f_j, \quad (1a)$$

где $x_{\text{стресс}}$ – субсиндромы стресса; w_i, w_j – весовые коэффициенты, а уравнение выхода $y = \psi(x_{\text{стресс}})$.

Идентификация полученной модели (идентификация предполагает определение значений весовых коэффициентов w и вида функции ψ) может быть осуществлена



Рис. 2. Модель стрессового поведения оператора:
 ● – характеристики, переменные и показатели; ■ – факторы

ствлена как результат регрессионного анализа контрольной выборки данных о поведении ОП АС в различных стрессовых ситуациях.

МЕТОДИКА ОПИСАНИЯ СТРЕССОВЫХ СИТУАЦИЙ

Описание стрессовой ситуации включает в себя измерение всех четырех компонентов модели (1), а именно, факторов рабочей среды, индивидуальных характеристик, уровня стресса и выходных показателей. В эргономике и инженерной психологии известны различные способы измерения указанных компонентов – от инструментальных до эвристических. Для измерения профессионального стресса используются четыре основные методики, в основе которых лежат физиологические, биохимические, психологические и поведенческие измерения. Так как настоящее исследование носит ретроспективный характер (рассматриваются ситуации, происходившие ранее в практике ОП АС), единственным источником данных являются сами операторы, а методом сбора и регистрации этих данных – метод экспертных оценок.

Для описания стрессовых ситуаций была разработана анкета, в которой эксперт оценивал одну из нештатных технологических ситуаций, случившихся в его практике. Необязательно, чтобы это была авария или инцидент, достаточно того, чтобы респондент ощутил в ней определенные трудности, запомнившиеся ему более всего. Анкета состоит из четырех разделов:

1) информация об эксперте на момент описываемых событий (возраст, образование, должность, стаж работы в этой должности, стаж оперативной работы, самооценка уровня подготовленности);

2) открытый вопрос об основных проблемах, возникающих в операторской деятельности на данной должности;

3) открытое вербальное описание ситуации;

4) 39 вопросов, направленных на оценку 37 факторов рабочей среды, индивидуальных характеристик, уровня стресса и выходных показателей (все вопросы закрытые, из них 19 альтернативных с однозначным и 13 – с многозначным выбором ответа; 6 вопросов с количественной оценкой; 1 вопрос с ассоциативным ответом).

В качестве примера вопроса с однозначным выбором ниже приводится шкала оценки фактора «Обученность оператора». Формулировка вопроса: *Были ли Вы подготовлены действовать в данной ситуации?* Варианты ответа:

- да, она была хорошо и неоднократно оттренирована и «проиграна» в сознании;
- знал как нужно действовать, однако навыки отсутствовали;
- лишь в целом представлял, что нужно делать в подобной ситуации, остальное пришлось «придумывать» на ходу;
- абсолютно не был готов, эта ситуация никогда не отработывалась, пришлось полагаться только на общие знания и опыт.

СОСТАВ ЭКСПЕРТОВ

В качестве экспертов выступали операторы Калининской и Игналинской АЭС. Общее число экспертов – $m = 30$. Во время описываемых событий эксперты занимали следующие оперативные должности: НСАЭС – 2, НСБ – 5, НСРЦ – 3, НСТЦ – 3, НСЭЦ – 2, НСХЦ – 1, НСЦТАИ – 1, ВИУР – 4, ВИУТ – 6, инженер АСУ ЦТАИ – 1, ОХВО – 1, старший мастер ЭЦ – 1 эксперт. Состав экспертов характеризуется следующими возрастными и квалификационными показателями (в годах):

	$x_{\text{ср.}}$	x_{min}	x_{max}	R	σ^2	$V, \%$	α
возраст в момент анкетирования	40,5	32	51	19	21,5	11,5	0,37
возраст в момент событий	35,3	24	49	25	39,5	17,8	0,16
стаж работы в данной должности	4,7	0,5	17	16,5	17,3	88,5	1,4
общий стаж оперативной работы	10,9	1	25	24	44,2	61,0	0,46
давность описываемых событий	5,3	0	23	23	25,7	95,7	1,48

где $x_{\text{ср.}}$ – среднее арифметическое; R – вариационный размах; σ^2 – дисперсия; V – коэффициент вариации; α – коэффициент асимметрии (при $\alpha > 0$ смещение влево).

В задачу экспертов входило лишь фактографическое описание ситуации, а не формализация знаний. В связи с этим оценка компетентности экспертов не выполнялась, а приведенные данные интерпретировались как косвенные показатели толерантности респондентов к стрессу.

Перед заполнением анкеты эксперты выполняли самооценку уровня подготовленности к работе в своей должности во время описываемых событий. Самооценка выполнялась по пятибалльной шкале с промежуточными оценками (например, четыре с плюсом). Средняя оценка – 4 балла (необходимо отметить тенденцию к небольшому занижению своей квалификации). Эксперт вправе был сам решать – подписывать анкету или сохранить анонимность.

ОБРАБОТКА И АНАЛИЗ ЭКСПЕРТНЫХ ОЦЕНОК

Целью обработки и анализа данных, полученных в результате экспертного опроса, является подтверждение или опровержение следующих гипотез.

1. Качество (адекватность, полнота и неизбыточность) разработанных шкал оценивания удовлетворяет поставленным задачам исследования. Косвенными признаками качества вопроса и шкалы оценивания являются распределение частоты ответов на данный вопрос (востребованность ответов); добавление экспертами новых, не предусмотренных заранее ответов; относительное число экспертов, не ответивших на данный вопрос; относительное число экспертов, использовавших возможность многозначного выбора в соответствующих вопросах.

2. Существует зависимость между внешними факторами и индивидуальными характеристиками, входящими в одну и ту же группу (см. рис. 2). Данная зависимость может проявляться всегда или только в частных случаях, например, только в сложных ситуациях; в ситуациях, в которых оператор перенес стресс; в ситуациях, в которых была совершена ошибка. Проявление таких зависимостей характерно для логически объяснимых взаимосвязей между компонентами модели, а также для избыточных (неортогональных) факторов или характеристик.

3. Существует зависимость между внешними факторами и индивидуальными характеристиками, не входящими в одну группу. Это позволяет выявить логику возникновения условий для стресса. Однако проявление таких зависимостей может быть и совершенно случайным, не поддающимся никакому объяснению.

4. Существуют факторы и индивидуальные характеристики, непосредственно влияющие на субъективную сложность ситуации для оператора; нехватку времени; силу и характер стрессовых реакций, возникающих у оператора; число и характер совершенных оператором ошибок. Эти зависимости образуют основу модели (1).

5. Технологические ситуации, имеющие место на АС и воспринимаемые операторами как экстремальные, характеризуются некоторыми общими стереотипными признаками. О наличии таких признаков свидетельствует распределение значений факторов и индивидуальных характеристик.

Обработка и анализ экспертных оценок предполагает построение и анализ ча-

стотных диаграмм ответов (исследование гипотез 1,5); оцифровку и нормирование качественных шкал; вычисление выборочных парных коэффициентов корреляции (исследование гипотез 1–3); регрессионный анализ (идентификация модели (1)).

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Качество шкал. Форма распределения значений подавляющей части факторов и характеристик имеет явно выраженный пик или провал. Практически все варианты ответов были востребованы экспертами. В процессе заполнения анкет эксперты сформулировали 6 дополнительных ответов на вопросы и 25 уточняющих комментариев к своим оценкам. Анкета усовершенствована с учетом высказываемых замечаний. 5 экспертов (17%) ни разу не воспользовались возможностью многозначных ответов на вопрос. Реже других многозначные ответы давались на вопросы о вегетативном субсиндроме стресса и о числе и характере операторских ошибок. Были обнаружены 14 вопросов (36% от общего числа вопросов), на которые не ответил лишь 1 эксперт из 30; 7 вопросов (18%), на которые не ответили 2 эксперта; и 1 вопрос (о вегетативном субсиндроме стресса), на который на стали отвечать 8 экспертов. На основании приведенных данных можно сделать вывод о приемлемом качестве шкал и заполнения анкет.

Корреляция в группах. Были выявлены следующие зависимости в группах (в скобках указаны значения коэффициент корреляции – ρ):

- в группе «Подготовленность»: привычность ситуации – ожидаемость ситуации (0,44); обученность оператора – ожидаемость ситуации (0,39); качество инструкций – обученность оператора (0,51);
- в группе «Функциональное состояние»: фаза дежурства, предшествующий режим, утомленность – самочувствие (0,37); зависимость состояния оператора от времени сменного дежурства не обнаружена;
- в группе «Интеллектуальная напряженность»: объем информации – представление информации (0,35); достоверность информации – косвенная информация (0,36); в сложных ситуациях и в ситуациях с операторскими ошибками проявляется зависимость между доступностью информации и косвенной информацией ($\rho_{\text{ср.}}=0,38$);
- в группе «Эмоциональная напряженность»: эмоциональные воздействия – потенциальные моральные последствия (0,49); нехватка времени – помощь (0,45);

Корреляция между группами. Между факторами и характеристиками разных групп были выявлены следующие зависимости, поддающиеся логическому объяснению: ожидаемость ситуации – осознание последствий (0,49); осознание последствий – адекватность оценки (0,45); качество инструкций – помощь (0,44); запас времени – самоуверенность (0,44).

Причины сложности, нехватки времени, стресса и ошибок. Наиболее значимыми признаками субъективной сложности ситуации являются объем информации (0,55), доступность информации (0,47), экономический размер и опасность потенциальных последствий ($\rho_{\text{ср.}}=0,37$). Проявление усложняющих факторов, таких как необычная последовательность событий, наложение событий и неразличимость событий, зачастую сопровождается необходимостью учета косвенной информации (0,72) и эмоциональными воздействиями (0,45). Сколь-нибудь значимого влияния сложности ситуации на возникновение стрессовых реакций и совершение операторами ошибок не отмечено!

Причинами нехватки времени, испытываемой операторами в процессе принятия решений, могут стать непривычность ситуации (0,41); недостаточная подго-

товленность оператора к действиям в данной ситуации (0,43); низкое качество инструкций (0,37); утомленность, вызванная активной работой в предшествующем режиме (0,40); необходимость учета косвенной информации (0,34); невозможность помощи со стороны коллег или автоматики (0,45).

Анализ влияния факторов и индивидуальных характеристик на возникновение *стрессовых реакций* оператора выявил следующее. Проявление вегетативного синдрома обусловлено неожиданностью ситуации (0,35), предшествующим режимом и утомленностью ($r_{cp.} = -0,55$) (умеренная активность до ситуации стимулирует возникновение вегетативных реакций), эмоциональными воздействиями (0,45), нехваткой времени (0,38). Проявление эмоционального синдрома связано с самочувствием оператора (0,37), потенциальной опасностью ситуации (0,37) и нехваткой времени (0,47). Эмоциональный синдром как правило сопровождается вегетативным синдромом (наиболее частое сочетание - тревога и решимость – учащение пульса).

Одним из факторов, сопровождавших совершение операторами *ошибок*, стали эмоциональные воздействия (0,38). Во всех ситуациях, в которых совершались ошибки, оператор сразу осознавал возможные последствия ситуации, что могло лишь усилить эмоциональное воздействие на него. Почти все операторы, совершившие ошибку в экстремальной ситуации, считают целесообразным контроль за операторскими действиями (0,39) и утверждают, что в спокойной обстановке они работают лучше (0,42). В ситуациях, в которых совершались ошибки, операторы отмечали проявление у них следующих синдромов стресса: вегетативный синдром (0,54), синдром изменения общения (0,39).

Характеристика экстремальных ситуаций. В ходе заполнения анкет экспертами описаны 30 нештатных технологических ситуаций. Большинство из них были вызваны отключением и неисправностью технологического оборудования (ГЦН, ТПН, ОРУ, генератора) – 8 ситуаций (27%); неисправностью автоматики (СУЗ, регуляторов, защит, системы пожаротушения) – 7 ситуаций (23%); неисправностью контрольно-измерительного оборудования (сигнализации, датчиков, кабелей) – 6 ситуаций (20%). Другими источниками ситуаций стали человеческий фактор (ошибки операторов, технологов, ошибочные распоряжения руководства) (4 ситуации); непредвиденная случайность (1 ситуация); не указанные причины (4 ситуации) (рис. 3,а). Следствия этих нарушений: материальный и энергетический дисбаланс в контурах и активной зоне реактора – в 11-ти случаях; нарушение или полная потеря управления блоком – в 9-ти случаях; обесточение блока и/или БЩУ

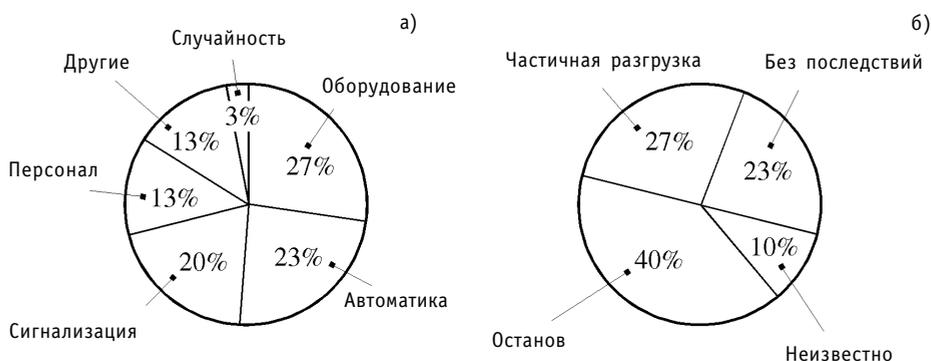


Рис. 3. Соотношение причин (а) и последствий (б) исследованных стрессогенных технологических ситуаций

– в 4-х случаях; нарушение технологических условий эксплуатации оборудования – в 3-х случаях. 7 ситуаций (23%) не повлекли за собой никаких последствий, 8 (27%) – привели к частичной разгрузке блока, 12 (40%) – к останову блока (рис.3,б).

Для «типичной» экстремальной ситуации характерны следующие признаки:

- она редко встречается на практике; операторы, хоть и допускают ее возникновение, однако считают, что вряд ли это может произойти в действительности;
- персонал знает как нужно действовать, однако не имеет навыков; в инструкциях ситуация либо вообще не описана, либо описана недостаточно корректно;
- она случается во второй половине сменного дежурства, длится 3–30 мин (на принятие решения у оператора остается от 15 с до 3 мин) и возникают в период 10–13 и 18–24 ч; ситуации обычно предшествует нормальная работа блока на постоянной мощности;
- объем информации, необходимой для ее идентификации, составляет 3–5 сигналов, среди которых имеются недостоверные; информация плохо и невыразительно выделена на щите, часть информации можно получить только на месте; для распознавания ситуации необходимо учитывать косвенную информацию;
- ее реальная сложность (если бы не экстремальность) ниже средней, однако зачастую она сопровождается наложением нескольких событий, звуковыми и световыми явлениями;
- она чревата средними экономическими потерями; операторы, как правило, сразу и адекватно оценивают их масштаб.

НАПРАВЛЕНИЯ ДАЛЬНЕЙШИХ ИССЛЕДОВАНИЙ

По мнению авторов, представленная работа лишь обозначает пути исследования и решения поставленной проблемы. Выявленные в результате корреляционного анализа зависимости нуждаются в более глубоком экспериментальном исследовании и обосновании. Метод экспертных оценок эффективен для выявления проблем, однако малонадежен как средство измерения. Его применение дает хорошие результаты лишь в сочетании с другими способами измерения – инструментальными, психологическими и поведенческими. Увеличение числа экспертов, внедрение соответствующих методик на АС и использование накопленных в ЛПФО АС данных позволило бы достаточно надежно идентифицировать модель (1) с ее последующим применением для прогнозирования стрессовых ситуаций. Очевидно, что комплексное исследование стресса невозможно без учета организационных и социальных факторов, а также мер, предпринимаемых станцией для защиты и повышения стрессоустойчивости своего персонала.

Литература

1. Селье Г. Стресс без дистресса. – М.: Прогресс, 1979.
2. Китаев-Смык Л.А. Психология стресса. – М.: Наука, 1983.
3. Kan C.-C.F., Roberts P.D., Smith I.C. A framework for modelling the behaviour of a process control operator under stress / VTT Symp. Artificial Intelligence in NPP // IAEA/TWG Spec. Meet. (Helsinki, Finland, Oct. 10–12, 1989). – P. 41–58.
4. Анохин А.Н., Галанина В.В., Колосова О.А. Моделирование деятельности оператора атомной станции в условиях стресса: Тр. каф. АСУ Обнинского ин-та атомной энергетики. – 1996. – №11. – С. 69–79.
5. Анохин А.Н., Киндинова С.М. Методика анализа стрессовых ситуаций в деятельности оператора БЦУАС: Тр. каф. АСУ Обнинского ин-та атомной энергетики. – 1998. – №12. – С. 68–75.
6. Анохин А.Н. Постановка задачи об эргономическом обеспечении деятельности оператора атомной станции // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 1996. – №6. – С. 27–32.

Поступила в редакцию 19.04.2000

ВОПРОСЫ ОЦЕНКИ НАДЕЖНОСТИ ИЗДЕЛИЙ, ПОДВЕРЖЕННЫХ ДИСКРЕТНОЙ ДЕГРАДАЦИИ

А.И. Перегуда*, И.А. Соборова*, А.И.Грошев**

** Обнинский институт атомной энергетики, г. Обнинск*

*** Волжский филиал Московского энергетического института (технического университета), г. Волжский*



Описывается математическая модель надежности изделия, на которое воздействуют ударные нагрузки одной и той же природы. Анализ исследуемой модели позволил получить количественные значения показателей безотказности и долговечности. В качестве иллюстрации приведен практический пример.

ВВЕДЕНИЕ

Существующие в настоящее время математические модели расчета надежности технических систем предполагают, что траектория процесса функционирования системы является непрерывной функцией. В реальной ситуации система подвергается ряду импульсных воздействий (толчки, удары, пульсации температуры, напряжения и др.). Такого рода воздействия, в дальнейшем называемые ударными, приводят к изменению показателей надежности и работоспособности изделий. Под нагрузкой будем понимать воздействие любого фактора, способствующего возникновению отказа изделия, а под прочностью - любой фактор, препятствующий его возникновению. Когда величина нагрузки превышает пороговое значение прочности, наступает отказ. Многократные ударные воздействия ведут к накоплению повреждений и, следовательно, к уменьшению заданного порогового уровня прочности. Примерами таких систем являются трубопровод Ду-500 реактора ВВЭР-440, на котором выполнение операций гидропрессовки и гидроиспытаний снижает его прочность; оборудование реактора, на которое воздействуют аварийные сбросы стержней; газомазутные парогенераторы, в которых происходят пульсации температуры и т.д.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Создание и исследование математической модели надежности и получение соотношений для показателей безотказности и долговечности системы, функционирующей в условиях ударных нагрузок.

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ

Остановимся сразу на постановке задачи нахождения показателей надежности и долговечности с использованием математической модели эволюции изделия, основанной на теории случайных процессов накопления. Рассмотрим изделие, на

которое воздействуют пульсации напряжения, возникающие в моменты времени t_0, t_1, t_2, \dots . Введем обозначение $\tau_i = t_i - t_{i-1}, i > 0$. Случайные величины $\tau_i (i=1, 2, \dots)$ имеют одну и ту же функцию распределения $F(t) = P(\tau_i \leq t)$, тогда $\{\tau_i\}_{i \geq 1}$ есть случайный процесс восстановления, с которым связан случайный процесс накопления $\{L_t\}_{t \geq 1}$

$$L_t = \begin{cases} \sum_{i=0}^{N_1(t)} \Theta_i, & N_1(t) = 0, 1, 2, \dots, \\ 0, & N_1(t) = 0 \end{cases}$$

где L_t - накопленная нагрузка изделия к моменту времени t ; Θ_i - величина износа изделия, являющаяся результатом i -го воздействия; Θ_0 - начальная нагрузка, приложенная к изделию; $N_1(t) = N_t$ - случайное число циклов восстановления.

Последовательность случайных величин $\Theta_i (i \geq 1)$ образует процесс восстановления. Математическое ожидание от $N_1(t)$ называют функцией восстановления $H_1(t) = MN_1(t)$. Искомую вероятность того, что накопленная нагрузка меньше некоторого значения прочности x , обозначим через $P(t, x) = P(L_t \leq x)$. По смыслу $P(t, x)$ есть вероятность исправной работы изделия, тогда

$$\begin{aligned} P(t, x) &= P(L_t \leq x) = P\left(\sum_{i=0}^{N_t} \Theta_i \leq x\right) = P\left(\Theta_0 + \sum_{i=1}^{N_t} \Theta_i \leq x\right) = \\ &= \sum_{k=0}^{\infty} G_0 * G^{*(k)}(x) \bar{F} * F^{*(k)}(t), \end{aligned} \tag{1}$$

где $G^{*(k)}(x)$ - k -кратная свертка функции $G(x)$, которая определяется рекуррентной формулой

$$\begin{aligned} G^{*(k)}(x) &= \int_0^x G^{*(k-1)}(x-z) dG(z), \\ G^{*(0)}(x) &= 1, G^{*(1)}(x) = G(x) \end{aligned}$$

При выводе (1) предполагается, во-первых, что начальная нагрузка Θ_0 также случайная величина с произвольной функцией распределения $G_0(y) = P(\Theta_0 \leq y)$, а во-вторых, что изделие исправно функционирует, если выполняется условие работоспособности $\sum_{i=0}^{N_t} \Theta_i \leq x$.

Выполнив операцию двойного преобразования Лапласа-Стилтьеса над функцией $P(t, x)$, получим

$$\tilde{P}(s, w) = \frac{\tilde{G}_0(w) \tilde{F}(s)}{1 - \tilde{G}(w) \tilde{F}(s)}, \tag{2}$$

где $\tilde{G}(w) = Me^{-w\Theta}$, $\tilde{F}(s) = Me^{-s\tau}$ - преобразования Лапласа-Стилтьеса функций $G(x)$ и $F(t)$. Из (2) следует, что $P(t, x)$ удовлетворяет интегральному уравнению Вольтерра второго рода

$$P(t, x) = G_0(x) \bar{F}(t) + \int_0^t \int_0^x P(t-y, x-z) dF(y) dG(z),$$

решение которого существует и единственно в классе непрерывных функций.

Используя (2) можно получить выражения для средней наработки на отказ изделия. Из процесса функционирования изделия следует, что отказ наступает немедленно, как только износ L_t достигает заданного уровня x . Следовательно, длительность исправной работы изделия определяется временем первого пересечения случайным процессом $\{L_t\}_{t>0}$ уровня x . Как и ранее предполагаем, что износ изделия является следствием последовательности ударных воздействий. Естественно предположить, что износ аддитивен и, кроме того, $\{L_t\}_{t>0}$ - ступенчато возрастающий процесс, а следовательно, процесс не может пересечь уровень в обратном направлении. Используя свойства преобразования Лапласа, можно записать среднее время пересечения уровня x в терминах рассматриваемого преобразования:

$$\tilde{T}(w) = \left. \frac{d\tilde{P}(s, w)}{ds} \right|_{s=0} = \frac{\tilde{F}'(0)\tilde{G}_0(w)}{1 - G(w)}. \quad (3)$$

Учитывая, что $\lim_{s \rightarrow 0} \tilde{T}(w, s) = \tilde{T}(w)$ и $\tilde{F}'(0) = M\tau$, соотношение (3) запишем в виде

$$\tilde{T}(w) = M\tau\tilde{G}_0(w)(1 + \tilde{H}_2(w)) = M\tau(\tilde{G}_0(w) + Me^{-w\Theta_0}\tilde{H}_2(w)).$$

При обращении $\tilde{T}(w)$ используем известное соотношение для преобразований Лапласа, часто называемое теоремой о сдвиге аргумента. Запишем среднее время до пересечения процессом накопления $\{L_t\}_{t>0}$ уровня x в виде

$$T(x) = Mt(G_0(x) + MH_2(x - \Theta_0)).$$

Таким образом, среднее время пересечения процессом накопления уровня x определяется при помощи функции восстановления $H_2(x)$, которая, как правило, имеет довольно сложный вид, поэтому есть смысл пользоваться асимптотическими соотношениями для этой функции. Наиболее часто используемый и наиболее простой вид функции дает элементарная теорема восстановления [1]. Используя упомянутую теорему, перепишем соотношение для $T(x)$ так:

$$T(x) \cong M\tau \left\{ G_0(x) + \frac{x - M\Theta_0}{M\Theta} \right\} \quad (4)$$

Таким образом, соотношение (4) позволяет достаточно просто оценивать среднее время пересечения уровня прочности x . Вероятность того, что нагрузка меньше прочности (вероятность безотказной работы), которую, как и ранее, предполагаем детерминированной для большинства распределений случайной величины Θ_i , встречающихся на практике, трудно рассчитать из-за сложности вычисления i -кратной свертки функции $G(x)$. В этой связи нам представляется перспективным иметь оценки и неравенства, позволяющие получать приближенные значения указанной вероятности.

Используя оценки для функции восстановления, получим неравенства

$$\bar{F}(t)G_0(x) + \bar{F} * F(t)G_0 * G(x) \leq P(t, x) \leq \frac{G_0(x)\bar{F}(t)}{1 - F(t)G(x)},$$

$$F(t)G(x) \leq 1,$$

позволяющие оценивать вероятность $P(t, x)$ для малых времен функционирования t .

Часто на практике известны лишь средние значения нагрузок, по которым сле-

дует оценивать $P(t,x)$. Поскольку $\Theta_0 + \sum_{i=1}^{N_t} \Theta_i$ - супермартигал, можно использовать неравенство Колмогорова [2]

$$P(t,x) = P\left(\sum_{i=0}^{N_t} \Theta_i \leq x\right) \geq 1 - \frac{M \sum_{i=0}^{N_t} \Theta_i}{x}.$$

Вычисляя математическое ожидание накопленной нагрузки L_t и подставляя его значение в записанное выше неравенство, имеем

$$1 - \frac{M\Theta_0 + H_1(t)M\Theta}{x} \leq P(t,x).$$

Пусть $h(H_1(t)) = \frac{x}{M\Theta_0 + H_1(t)M\Theta}$ - коэффициент запаса прочности относительно нагрузки, названный в [3] коэффициентом безопасности. В дальнейшем этим названием и будем пользоваться. Поскольку коэффициент безопасности может быть больше единицы, то оценку для $P(t,x)$ перепишем в виде

$$1 - \frac{1}{(h(H_1(t)) \vee 1)} \leq P(t,x),$$

где $a \vee b = \max(a,b)$.

Таким образом, средний коэффициент безопасности является функцией среднего числа циклов приложенной нагрузки и показывает, во сколько раз средняя прочность превосходит среднюю нагрузку. Условие работоспособности изделия $h(H_1(t)) > 1$, а отказ изделия наступает при $h(H_1(t)) = 1$. Характеристикой долговечности является среднее время t_0 до отказа изделия, определяемое из уравнения $h(H_1(t_0)) = 1$ и равное

$$t_0 = H_1^{-1}\left(\frac{x - M\Theta_0}{M\Theta}\right) \tag{5}$$

где $H_1^{-1}(\cdot)$ - обратная функция к $H_1(\cdot)$. Но т.к. (5) является трансцендентным уравнением, его можно решить лишь численными методами. Однако можно найти приближенное решение уравнения, для чего следует воспользоваться элементарной теоремой восстановления [4], тогда (5) перепишем в виде

$$t_0 \approx M\tau \frac{x - M\Theta_0}{M\Theta} = T(x) - M\tau \frac{M\Theta_0}{M\Theta},$$

откуда видно, что $t_0 = T(x) - M\tau$. Использование коэффициента безопасности для определения среднего времени до первого отказа очень удобно с точки зрения

вычислений, т.к. не требует дополнительных выкладок. Коэффициент $\frac{M\Theta_0}{M\Theta}$ является отношением среднего значения начальной нагрузки к средней величине удар-

ных нагрузок, причем всегда $\frac{M\Theta_0}{M\Theta} > 1$. Величина $x - M\Theta_0$ есть среднее значение ресурса нагрузки в момент $t=0$. Некоторые ресурсные характеристики изделия можно вычислить с помощью коэффициента запаса прочности относительно нагрузки $h(H_1(t))$. Пусть состояние отказа изделия - это предельное состояние, время

достижения которого определяется из уравнения $h(H_1(t))=1$, тогда $h(H_1(t_\phi)) - h(H_1(t_0))$ - остаточный ресурс прочности относительно нагрузки (см. рис.1). В момент времени t_ϕ измеряется запас прочности, т.е. величина $h(H_1(t_\phi))$ известна.

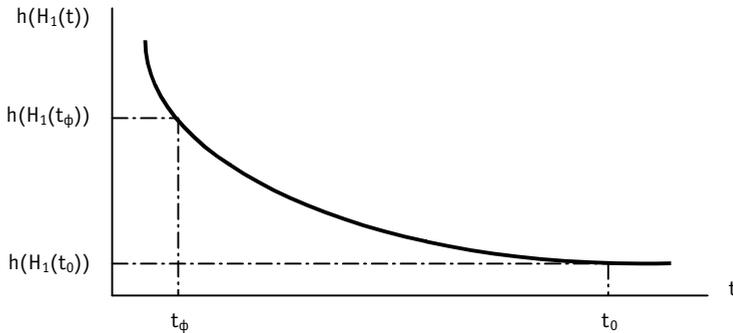


Рис. 1. Определение ресурсных характеристик

Вычислим эту разность, предполагая время функционирования изделия большим. С одной стороны

$$h(H_1(t_\phi)) - h(H_1(t_0)) = \frac{x - M\Theta_0 - t_\phi \frac{M\Theta}{M\tau}}{M\Theta_0 + t_\phi \frac{M\Theta}{M\tau}},$$

с другой стороны, остаточный ресурс времени эксплуатации изделия равен

$$t_0 - t_\phi \cong \frac{x - M\Theta_0}{\frac{M\Theta}{M\tau}} - t_\phi = \frac{M\Theta_0 + t_\phi \frac{M\Theta}{M\tau}}{\frac{M\Theta}{M\tau}} (h(H_1(t_\phi)) - h(H_1(t_0))).$$

Как и следовало ожидать, средний остаточный ресурс по времени связан со средним остаточным ресурсом по прочности простым соотношением

$$t_0 - t_\phi = \frac{xM\tau}{M\Theta} (h(H_1(t_\phi)) - h(H_1(t_0))) \frac{1}{h(H_1(t_\phi))}.$$

РЕЗУЛЬТАТЫ ВЫЧИСЛЕНИЙ

Рассмотрим в качестве примера задачу оценки вероятности безотказной работы и среднего времени до пересечения уровня прочности экранных труб котлов. В [5] приведен большой объем наблюдений на котлах ТГМП-114 и ТГМП - 314 Костромской ГРЭС и Лукомльской ГРЭС с котлами ТГМП-114. Измерялись периоды и амплитуды колебаний температуры. Не вдаваясь в природу физических процессов, протекающих в металле стенки экранных труб, приведем сразу исходные данные, необходимые для расчетов. Лобовое напряжение вычислялось при значениях теплового потока $q=4 \cdot 10^5$ Вт/(мК) и внутреннего давления $p=14$ МПа для трубы из стали 12Х1МФ с внутренним и внешним радиусами $r_1=0.017$ и $r_2=0.021$ м. При этих данных лобовое напряжение, которое в нашей модели играет роль нагрузки $M\Theta_0$, будет равно 96,3 МПа. Предел текучести для данной трубы является прочностью в нашей модели и равен 375 МПа. Расчет элементов парогенератора по длительной прочности велся для срока службы $1 \cdot 10^5$ ч. Частота пульсаций лежит в

диапазоне 0.1-10 Гц. Показано, что за $1 \cdot 10^4$ ч работы в стационарном напряженном состоянии экранная труба расходует часть своего запаса ресурса, равную 0,1. Данные об усталостных явлениях, происходящих в металле под воздействием условий эксплуатации, позволили сделать предположение о линейном характере функции усталости, т. е. функция усталости линейно изменяется на интервале [1,0] за время службы изделия. Кроме того, измерения показали, что вследствие пульсаций температуры за $1 \cdot 10^4$ ч запас прочности исчерпан на 18,8%; при этом математическое ожидание случайной величины Θ определяется соотношением

$$M\Theta = 0.188 \cdot (x - M\Theta_0) \cdot M\tau \cdot 10^{-4}.$$

Используя приведенные выше исходные данные, вычислим показатели надежности и долговечности экранных труб. Для вычисления среднего коэффициента безопасности использовали соотношение, полученное выше, в котором x замени-

ли на $x \left(1 - \frac{t}{a} \right)$ где $a = 10^5$.

Зависимость среднего коэффициента безопасности от времени функционирования изделия показана на рис.2. Среднее время достижения уровня x в данном случае $t_0 = 3.1 \cdot 10^4$ ч. Вычислим вероятность безотказной работы экранных труб за время t . Поскольку количество нагружений стремится к бесконечности, то можно воспользоваться центральной предельной теоремой

$$P(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^z e^{-\frac{y^2}{2}} dy,$$

где $z = \frac{x \left(1 - \frac{t}{a} \right) - M\Theta_0 - \frac{t}{M\tau} M\Theta}{\sqrt{\sigma_0^2 + t \left(\frac{\sigma_\tau^2}{(M\tau)^3} (M\Theta)^2 + \frac{\sigma^2}{M\tau} \right)}}$.

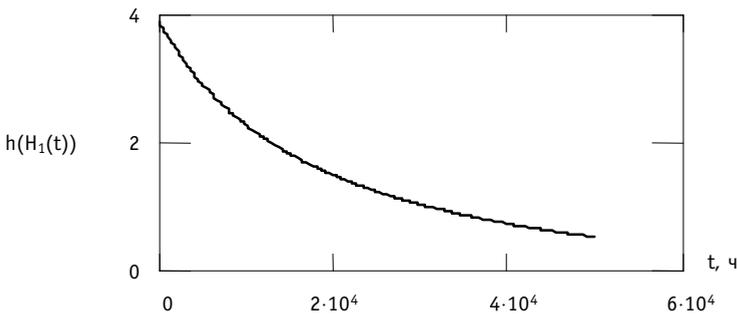


Рис. 2. Зависимость $h(H_1(t))$ от времени функционирования экранных труб

Результаты вычислений по асимптотическому соотношению приведены на рис.3.

Используя асимптотическое соотношение для $P(t)$ можно получить среднее время сохранения работоспособности (среднее время до массовых отказов) из дифференциального уравнения

$$G(t) = \frac{d^4 P(t)}{dt^4} = 0.$$

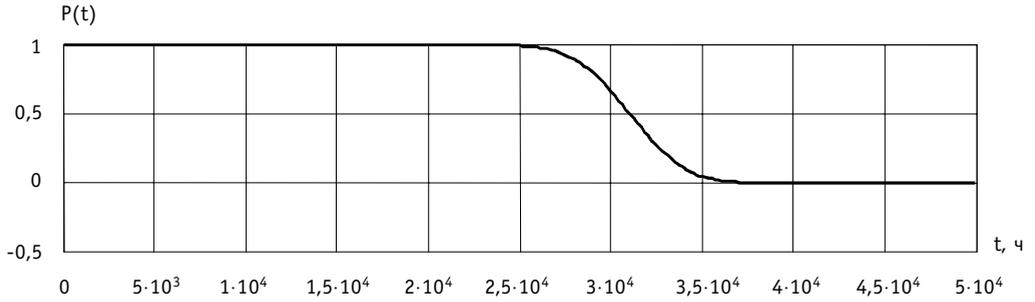


Рис.3. Зависимость вероятности безотказной работы экранных труб от времени

Время до массовых отказов экранных труб - 26850 ч. Зависимость среднего коэффициента безопасности от средней амплитуды ударных воздействий приведена на рис.4. График изображен в полулогарифмическом масштабе. Математическое ожидание случайной величины Θ изменялось в пределах от 0.01 до 1 МПа

при $M\tau = \frac{1}{210}$ ч. Нетрудно убедиться, что зависимость $h(H_1(t))$ будет возрастать с ростом $M\Theta$.

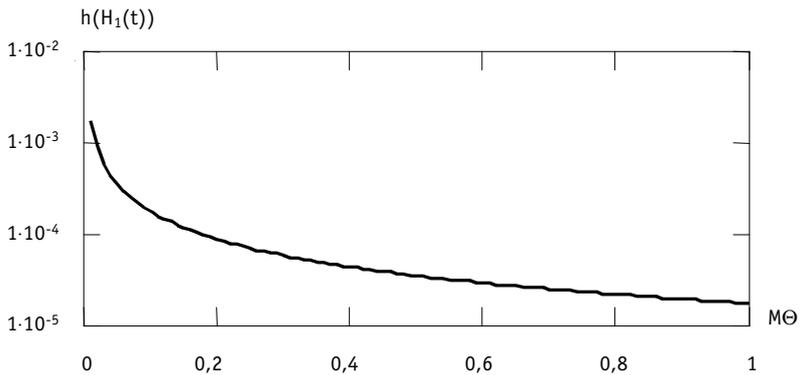


Рис. 4. Зависимость $h(H_1(t))$ от $M\Theta$

Следовательно, для улучшения показателей долговечности и надежности необходимо либо увеличивать $M\tau$, либо уменьшать $M\Theta$, что определяется свойствами конкретного типа форсунки.

ВЫВОДЫ

Представленная в данной работе математическая модель надежности позволяет оценивать показатели безотказности и долговечности изделий, на которые воздействуют ударные нагрузки только одного типа. Именно по этим соображениям выбран практический пример, для которого получены численные значения показателей, при вычислении которых можно использовать как статистические данные, так и данные, полученные при прочностных расчетах на этапе проектирования. Важно отметить, что здесь приведены результаты, полученные без каких-либо предположений о законах распределений рассматриваемых случайных величин.

Литература

1. Кокс Д., Смит В. Теория восстановления. - М.: Сов. радио, 1967. - 298 с.
2. Боровков А. А. Курс теории вероятностей. - М.: Наука, 1972. - 367 с.
3. Капур К., Ламберсон Л. Надежность и проектирование систем. - М.: Мир. - 1980.
4. Байхельт Ф., Франкен П. Надежность и техническое обслуживание. Математический подход. Пер. с нем. - М.: Радио и связь, 1988. - 392 с.
5. Шахсуваров К. Л., Четвериков В. А., Ялова А. Я. Влияние пульсаций температуры труб НРЧ на долговечность их службы // Теплоэнергетика. - 1977. - №6.

Поступила в редакцию 15.03.2000

РОЛЬ КОЭФФИЦИЕНТОВ РЕАКТИВНОСТИ ПРИ РЕАЛИЗАЦИИ ПРИНЦИПА МАКСИМАЛЬНОЙ САМОЗАЩИЩЕННОСТИ БЫСТРЫХ РЕАКТОРОВ

А.В. Данилычев, Д.Г. Елистратов, И.А. Кузнецов, В.Ю. Стогов

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г.Обнинск



Обсуждается роль коэффициентов реактивности, формирующих обратную связь по каналу «температура-реактивность» в незащищенных авариях быстрых реакторов. На примере различных по мощности, компоновке и составу активных зон демонстрируются потенциальные возможности БН в авариях УТОР и ULOF. Показано, что традиционное оксидное топливо исчерпало свои возможности для создания перспективных активных зон максимальной самозащищенности.

ВВЕДЕНИЕ

Перспективные активные зоны натриевых БН разрабатываются исходя из принципа максимального саморегулирования (самозащищенности). Его реализация подразумевает возможность работы активной зоны в наиболее опасных аварийных ситуациях только за счет собственно присущих ей физических параметров безопасности. При этом не происходят как изменение фазовых состояний материалов, образующих активную зону, так и превышение допустимых температурных и прочностных пределов по ним. Такими физическими параметрами являются компоненты обратной связи по каналу «температура-реактивность», определяемые чисто композиционным составом активной зоны с учетом ее компоновочного решения и геометрии. Для реализации самозащищенности должен быть сформулирован ряд требований к основным коэффициентам реактивности (КР). В [1-3] в критериальном виде через теплоперепад топливо/натрий опосредствованно продемонстрирована взаимосвязь между КР, температурными режимами твэлов и основными теплотехническими параметрами реакторной установки (РУ). Показано, что существует область оптимальных соотношений между основными КР для конкретной совокупности теплотехнических данных. В контексте существования набора таких оптимальных (желаемых) соотношений КР рассмотрена возможность реализации данного набора в реальной РУ с учетом теплотехнических параметров. При этом выявляются факторы, позволяющие приблизиться к оптимальным значениям в рамках возможных технических и компоновочных решений.

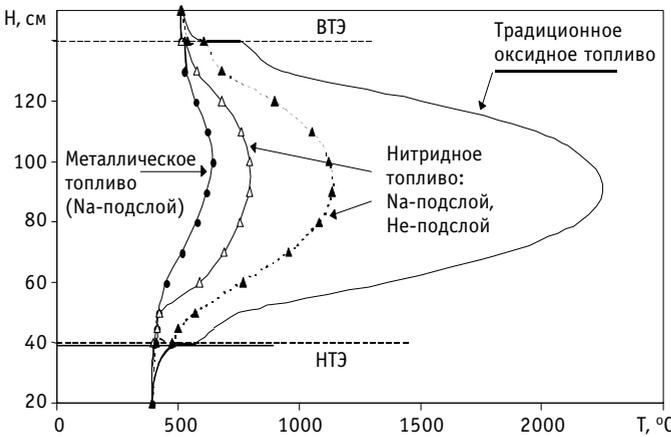
ОБРАТНАЯ СВЯЗЬ ПО РЕАКТИВНОСТИ В БЫСТРЫХ РЕАКТОРАХ РАЗЛИЧНОГО ОБЪЕМА И С РАЗЛИЧНЫМИ ВИДАМИ ТОПЛИВА

Традиционно отрицательная обратная связь по реактивности представляется совокупностью компонент, часть из которых определяется температурой натрия, а другая часть - температурой топлива или теплоперепадом между топливом и натрием. Обычно рассматривают следующие основные компоненты: натриевую плотностную, доплеровскую и компоненты теплового расширения активной зоны в радиальном и аксиальном направлениях. Конкретная величина каждой компоненты КР зависит от большого числа факторов [4] и в общий баланс реактивности вносит вклад, определяемый соответствующим изменением температур материалов. Изменения рабочих температур в переходных процессах в конечном итоге зависят от вида топливной загрузки (номинальные температуры и их запас до допустимых значений). Область рабочих температур и аксиальные распределения максимальных по сечению твэла температур для топлива с различной теплопроводностью представле-

ны на рис.1. В рамках разработанных компоновок традиционное оксидное топливо с низкой теплопроводностью исчерпало, по-видимому, свои ресурсы для существенного повышения безопасности.

Работоспособность твэлов в заданных диапазонах номинальных и предельных температур непосредственно связана с распуханием. Распухание минимально при величине открытой пористости топлива $\geq 20\%$ для $0,35 < (T_{ном}/T_{плав} = \Theta) < 0,5$. Таким режимам соответствует нитридное топливо (рис.1), из-за наименее напряженных условий работы допускающее и большие вариации линейной нагрузки q_l .

Анализ публикаций по величинам КР в БН различной мощности с традиционной компоновкой активной зоны [4-6] позволяет выделить следующие закономерности по виду топлива:



T, K Θ	Металл $T_{плав}=1405$	Карбид $T_{плав}=2750$	Нитрид $T_{плав}=3000$	Оксид $T_{плав}=3100$
0,8	1124	2200	2400	2480
0,7	983,5	1925	2100	2170
0,6	843	1650	1800	1860
0,5	702,5	1375	1500	1550
0,4	562	1100	1200	1240
0,3	421,5	825	900	930
$\lambda, \text{Вт/мК}$	20-30*	20,5	20	3,0
$\alpha, 10^{-6} \text{ 1/град}$	18-22	8,7-11	9-10,3	8,4-11,5

Рис.1. Аксиальные распределения максимальных температур (А) и рабочие параметры различных видов топлива (В) при одинаковых диаметре твэлов (7,4 мм), линейной нагрузке (~400Вт/см) и подогреве натрия (390-510°C); Liq- натриевый подслои; * - резко убывает с выгоранием [1]

- величины температурно-мощностных эффектов реактивности достаточно близки у керамических видов топлива (для компонент КР металлического топлива существенно ниже величина доплеровской и более положительна натриевая плотностная компонента, причем последняя резко возрастает с увеличением мощности);

- для конкретного объема активной зоны компоненты реактивности от радиального расширения активной зоны достаточно близки, аксиальное расширение определяется, главным образом, различием коэффициентов линейного расширения (для условного коэффициента расширения $\alpha=1$ значения данной компоненты также близки);

- в авариях типа ULOF и УТОР параметры реакторов с керамическим топливом изменяются примерно одинаково (для традиционной компоновки достаточно надежно кипение натрия исключается только для реакторов мощностью <600 МВт); некоторый выигрыш металлического топлива в аварии ULOF (меньшее значение доплеровской компоненты) компенсируется падением более чем втрое уровня самозащищенности в аварии УТОР.

Таким образом, в рамках единого компоновочного решения с ростом мощности реактора приоритет переходит от металлического топлива к нитридному. Однако и для малых мощностей нитридная загрузка достаточно конкурентоспособна. В этой связи сопоставление уровней самозащищенности традиционного оксидного топлива проводится, в основном, с нитридным при ориентации на реактор большой мощности, оптимизированный по натриевому пустотному эффекту реактивности (НПЭР) и эффекту выгорания [7].

С учетом нетрадиционных компоновок с натриевой полостью над активной зоной [7,8] приведенные выше обобщения для зависимости интегральных значений основных КР от мощности (объема) активной зоны иллюстрируются рис.2-5.

Натриевая плотностная компонента представлена в виде интегральной эффективности натрия в активной зоне (рис.2), доплеровская компо-

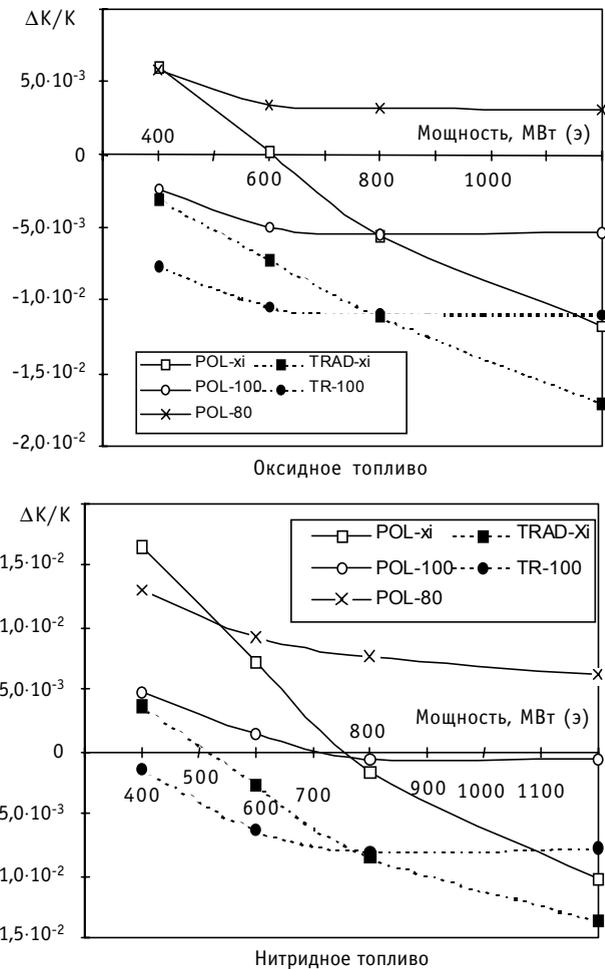


Рис. 2. Интегральная эффективность натрия для реакторов различной мощности и компоновки: TRAD-Xi и TRAD-100 - активные зоны с традиционной компоновкой с одинаковым уплощением ($\chi=0.356$) и одинаковой высотой (100 см) соответственно; POL-Xi и POL-100 - активные зоны с натриевой полостью с одинаковым уплощением ($\chi=0.356$) и одинаковой высотой (100 см) соответственно; POL-80 - активные зоны с натриевой полостью с одинаковой высотой (80 см)

нента - в виде доплеровской постоянной $T_{DK}/\partial T$ (рис.3). КР от аксиального и радиального расширений получены по формулам теории подобия [9] и для удобства сопоставления приведены на рис.4,5 для абстрактного коэффициента линейного расширения $\alpha=1$ 1/град.

В [2-3] даны обобщенные критерии самозащищенности для аварии типа ULOF, соответствующие им реальные значения КР отражены в табл.1-3.

Результаты, полученные для различных компоновочных решений активной зоны и вида используемого топлива показывают следующее.

1. Для важнейших физических параметров безопасности существуют, по крайней мере, две области их зависимости от мощности, в которых эти параметры могут быть условно линеаризованы: 400-800 МВт(э) и 800-1200 МВт(э). Зависимость от мощности наиболее сильна в области малых и средних ее значений. Выше 800 МВт эта зависимость для большинства КР становится более полой, что определяет достаточную гибкость больших реакторов при оптимизации в них других нейтронно-физических функционалов и экономических характеристик.

2. Более высокие показатели самозащищенности реализуются у БН меньшей мощности (например, реакторы PRISM с металлическим и FFTF с нитридным топливом), причем этот диапазон расширяется в сторону увеличения мощности для нитридного топлива. Это объясняется, в первую очередь, пониженной величиной доплер-эффекта. Для реакторов без натриевой полости степень самозащищенности от аварий с потерей расхода резко снижается с ростом мощности и становится проблематичной для мощностей выше 600 МВт. Для всех рассмотренных активных зон топливо на основе ^{15}N обладает более высокими свойствами самозащищенности. Однако в аварии UTOP все рассматриваемые оксидные варианты имеют преимущества перед нитридными по ограничению на температуру натрия за счет большего доплер-эффекта. При этом для любой рассмотренной модели допустимая внешняя реактивность имеет большие запасы по отношению к возможным ее возмущениям. Это подтверждает мнение [1-5], что при обосновании максималь-

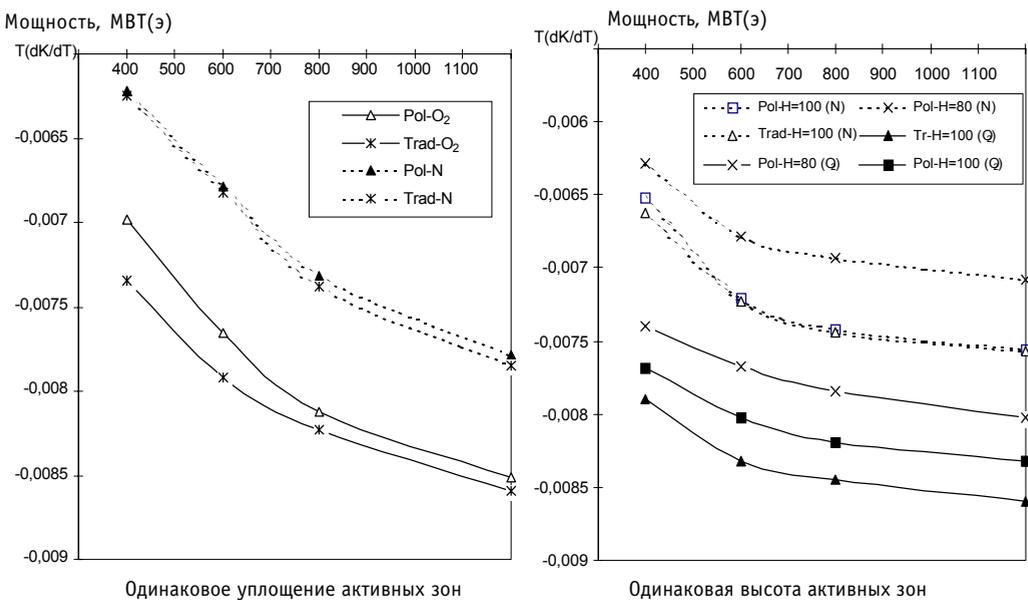


Рис.3. Доплеровская постоянная в интервале температур 900-2100 К всего реактора (O₂ - оксид, N - нитрид)

Таблица 1

**Соответствие требованиям соотношений компонент ТКР:
($TKR_R + TKR_{Na}$) < 0 и ($TKR_D + TKR_H$) < ($TKR_{Na} + TKR_R$) [3]**

Компоновка активной зоны	Тип акт. зоны.	W, МВт	Оксид			Нитрид		
			TKR_{Na}	$TKR_R + TKR_{Na}$	$TKR_D + TKR_H$	TKR_{Na}	$TKR_R + TKR_{Na}$	$TKR_D + TKR_H$
Одинаковые уплощения активной зоны	Зона с Na- пол.	400	-1,3E-06	-1,3E-05	-1,8E-05*	-4,1E-06	-1,6E-05	-1E-05
		600	3,22E-07	-1E-05	-1,3E-05*	-1,8E-06	-1,3E-05	-1,1E-05
		800	1,89E-06	-7,1E-06	-1,4E-05*	8,64E-07	-8,5E-06	-1,3E-05*
	Трад. акт. зона	400	1,24E-06	-9,6E-06	-1,2E-05*	-4,9E-07	-1,2E-05	-1,1E-05
		600	2,36E-06	-7,3E-06	-1,3E-05*	1,09E-06	-9,5E-06	-1,2E-05*
		800	3,4E-06	-5E-06	-1,4E-05*	2,94E-06	-6,1E-06	-1,3E-05*
Одинаковая высота активной зоны (H=100см)	Зона с Na- пол.	400	1,11E-06	-8,5E-06	-1,3E-05*	-6,9E-07	-1,1E-05	-1,1E-05*
		600	1,77E-06	-7,4E-06	-1,3E-05*	1,01E-07	-9,6E-06	-1,2E-05*
		800	1,85E-06	-7,2E-06	-1,4E-05*	6,03E-07	-8,9E-06	-1,2E-05*
	Трад. акт. зона	400	2,58E-06	-6,5E-06	-1,3E-05*	9,87E-07	-8,9E-06	-1,1E-05*
		600	3,27E-06	-5,4E-06	-1,4E-05*	2,25E-06	-7,2E-06	-1,2E-05*
		800	3,36E-06	-5,1E-06	-1,4E-05*	2,7E-06	-6,5E-06	-1,2E-05*
Одинаковая высота (H=80 см)	Зона с Na-пол.	400	-1,2E-06	-1,2E-05	-1,2E-05*	-3,1E-06	-1,5E-05	-1,1E-05
		600	-6,2E-07	-1,1E-05	-1,3E-05*	-2,1E-06	-1,3E-05	-1,1E-05
		800	-5,7E-07	-1,1E-05	-1,3E-05*	-1,7E-06	-1,3E-05	-1,2E-05

Примечание. *соответствует условию ($TKR_D + TKR_H$) < ($TKR_{Na} + TKR_R$)

ной самозащищенности определяющей является авария ULOF.

3. В аварии ULOF условию ($TKR_R + TKR_{Na}$) < 0 соответствуют практически все рассмотренные модели (табл.1). Наиболее жесткому условию (TKR_{Na} < 0) соответствуют только реакторы с натриевой полостью при высоте активной зоны менее 100 см (для нитридного топлива, и традиционные компоновки мощностью менее 400 МВт).

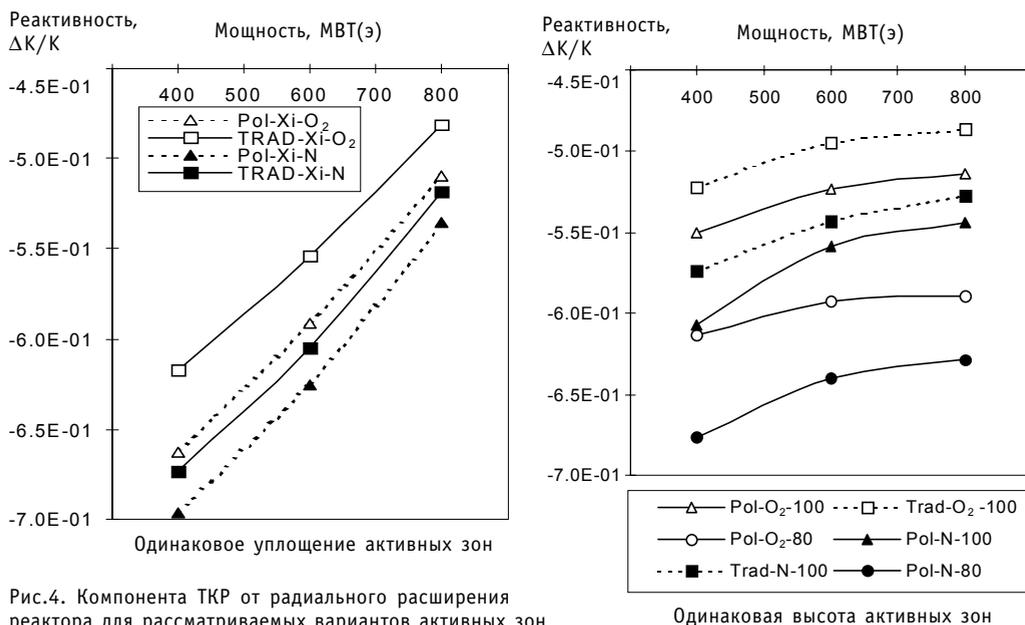


Рис.4. Компонента ТКР от радиального расширения реактора для рассматриваемых вариантов активных зон

Значения температурного и мощностного коэффициентов реактивности ТКР ($\Delta K/K$)/град и МКР ($\Delta K/K$) МВт_(т) и их отношение

	Компоновка	W, МВт(э)	Оксидное топливо			Нитридное топливо		
			ТКР	МКР	МЭР/Г _{эп} [*]	ТКР	МКР	МЭР/Г _{эп}
Одинаковое уплощение активной зоны	С натриевой полостью	400	-2.7E-05	-6.3E-06	2.44	-2.9E-05	-6.2E-06	2.22
		600	-2.5E-05	-4.7E-06	2.91	-2.7E-05	-4.3E-06	2.52
		800	-2.3E-05	-3.7E-06	3.30	-2.3E-05	-3.3E-06	2.98
	Традиционная	400	-2.5E-05	-6.1E-06	2.62	-2.6E-05	-6.1E-06	2.49
		600	-2.3E-05	-4.7E-06	3.21	-2.4E-05	-4.2E-06	2.79
		800	-2.2E-05	-3.7E-06	3.57	-2.1E-05	-3.3E-06	3.26
Одинаковая высота активной зоны	С натриевой полостью (H=100см)	400	-2.4E-05	-7E-06	3.00	-2.5E-05	-6.1E-06	2.52
		600	-2.4E-05	-4.8E-06	3.20	-2.4E-05	-4.3E-06	2.79
		800	-2.3E-05	-3.7E-06	3.26	-2.4E-05	-3.3E-06	2.91
	Традиционная (H=100см)	400	-2.3E-05	-7E-06	3.23	-2.3E-05	-6E-06	2.71
		600	-2.2E-05	-4.8E-06	3.46	-2.2E-05	-4.3E-06	3.04
		800	-2.2E-05	-3.7E-06	3.53	-2.2E-05	-3.3E-06	3.18
	С натриевой полостью (H=80см)	400	-2.7E-05	-7E-06	2.70	-2.8E-05	-6.2E-06	2.30
		600	-2.6E-05	-4.8E-06	2.87	-2.7E-05	-4.3E-06	2.50
		800	-2.6E-05	-3.6E-06	2.90	-2.7E-05	-3.3E-06	2.58

Примечание. * МЭР/Г_{эп} - отношение мощностного эффекта к расходному.

$$MЭР/Г_{эп} < \left[\frac{\Theta_{кипения} - \Theta_{вход}^{НОМ}}{\Theta_{вых}^{НОМ} - \Theta_{вход}^{НОМ}} \right]_{Na} = 4,67$$

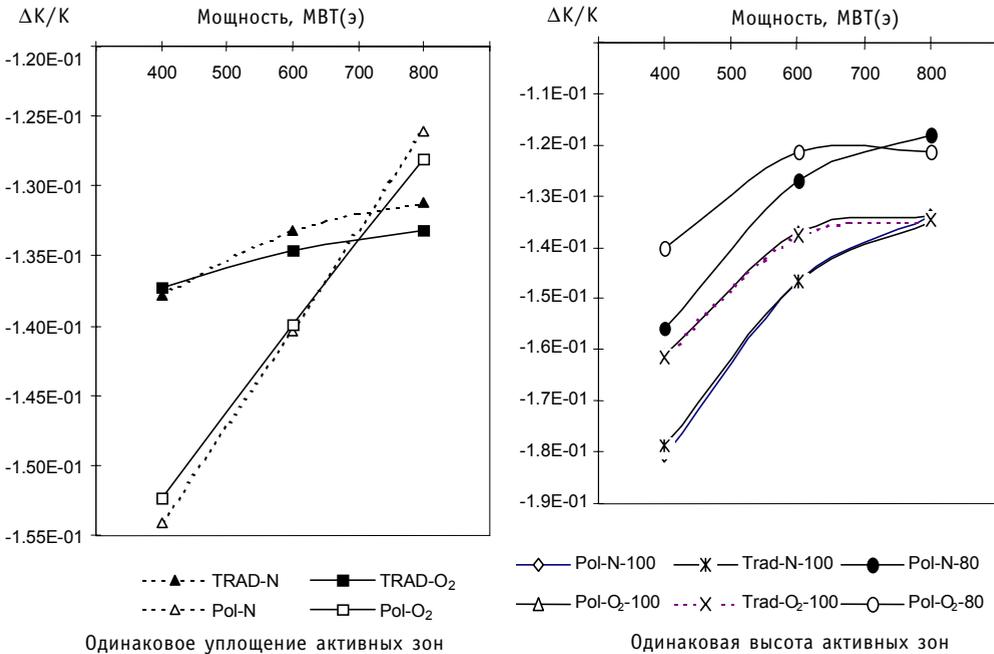


Рис.5. Компонента ТКР от аксиального расширения (O₂- оксид, N - нитрид)

Таблица 3

Минимальный допустимый расход в аварии ULOF в соответствии

с критерием
$$\frac{G}{G_{НОМ}} = \frac{G}{G_{НОМ}} \geq \frac{\Delta\Theta_o}{\Theta^* - \Theta_{ВХОД}} \left\{ 1 - \frac{\sum_i \text{TKP}_i(\Theta^* - \Theta_{ВЫХОД}^0 + 2\rho_{ВНН})}{2\Delta T_0[\text{TKP}_{D,ax}]} \right\}$$

Компоновка активной зоны	Тип активной зоны	W, МВт (э)	Нитридное топливо				Оксидное топливо			
			(TKP) _{rad} = 0		(TKP) _{rad} ≠ 0		(TKP) _{rad} = 0		(TKP) _{rad} ≠ 0	
			Θ _{ВЫХ} =510	Θ _{ВЫХ} =500						
Одинаковые уплощения активной зоны	Зона с натриевой полостью	400	0,160	0,158	0,0028*	0,0082*	0,246	0,172	0,143	0,144
		600	0,170	0,168	0,038*	0,038*	0,227	0,177	0,140	0,142
		800	0,180	0,179	0,075	0,075	0,208	0,182	0,152	0,154
	Традиционная активная зона	400	0,175	0,173	0,037*	0,037*	0,228	0,180	0,140	0,142
		600	0,181	0,180	0,064*	0,064*	0,214	0,184	0,150	0,152
		800	0,187	0,186	0,092	0,092	0,200	0,187	0,160	0,161
Одинаковая высота активной зоны (H=100см)	Зона с натриевой полостью	400	0,174	0,173	0,049*	0,049*	0,221	0,18	0,146	0,148
		600	0,177	0,176	0,065*	0,065*	0,213	0,182	0,151	0,152
		800	0,1797	0,1787	0,072	0,0728	0,21	0,182	0,152	0,153
	Традиционная активная зона	400	0,181	0,180	0,066	0,066	0,212	0,185	0,153	0,155
		600	0,185	0,184	0,083	0,083	0,203	0,187	0,158	0,160
		800	0,187	0,186	0,089	0,089	0,200	0,187	0,159	0,160
Одинаковая высота (H=80 см)	Зона с натриевой полостью	400	0,164	0,162	0,0154*	0,0154*	0,240	0,171	0,131	0,133
		600	0,168	0,167	0,033*	0,033*	0,230	0,173	0,136	0,139
		800	0,1709	0,169	0,039*	0,039*	0,227	0,174	0,137	0,139

Примечание. *G_{min} соответствует расходу естественной циркуляции (~ 5-6%) в реальных реакторах

Во всех случаях нитридные БН имеют преимущества по сравнению с оксидными вариантами. Совокупности критериев (TKP_R+TKP_{Na})<0 при TKP_{Na}<0 и (TKP_D+TKP_H) < (TKP_{Na}+TKP_R) удовлетворяют только реакторы с натриевой полостью и с высотой активной зоны менее 100 см.

4. Введение натриевой полости при уменьшении высоты активной зоны примерно до 80 см, что обеспечивает отрицательность TKP_{Na}, дает возможность для реакторов большой мощности с нитридным топливом иметь характеристики самозащитности, которые для оксидного топлива имеют реакторы мощностью менее 600 МВт. Это связано с меньшей величиной доплеровской постоянной и меньшим перепадом температур топливо/натрий из-за более низких начальных температур нитридного топлива. В результате стабилизация мощности доплер-эффектом меньше для нитридной загрузки. Упрощенному критерию

$$MЭP/GЭP < \left[\frac{\Theta_{\text{кипения}} - \Theta_{\text{ВХОД}}^{\text{НОМ}}}{\Theta_{\text{ВЫХ}}^{\text{НОМ}} - \Theta_{\text{ВХОД}}^{\text{НОМ}}} \right]_{Na} = 4,67 \text{ соответствуют практически все рассмотренные варианты реакторов (табл.2), но и по этому критерию нитридная загрузка имеет преимущества перед оксидной. При правильно сформированных соотношениях доплеровской компоненты ТКР и сумме компонент (TKP_R+TKP_{Na}) может быть обеспечено невоскипание натрия в аварии ULOF при расходах естественной циркуляции менее 5%G_{НОМ} (табл.3). Все критерии свидетельствуют о том, что допустимое для аварии УТОР уменьшение доплер-эффекта для всех рассмотренных мощностей - самый весомый и благоприятный фактор.}$$

ные варианты реакторов (табл.2), но и по этому критерию нитридная загрузка имеет преимущества перед оксидной. При правильно сформированных соотношениях доплеровской компоненты ТКР и сумме компонент (TKP_R+TKP_{Na}) может быть обеспечено невоскипание натрия в аварии ULOF при расходах естественной циркуляции менее 5%G_{НОМ} (табл.3). Все критерии свидетельствуют о том, что допустимое для аварии УТОР уменьшение доплер-эффекта для всех рассмотренных мощностей - самый весомый и благоприятный фактор.

ВЫВОДЫ

1. Быстрые реакторы имеют определенные запасы по параметрам безопасности при комплексной оптимизации их физических характеристик и свойств самозащищенности. Это ориентирует на разработку перспективного реактора большой мощности (≥ 1000 МВт(э)), обладающего требуемым набором физических характеристик для обеспечения принципа максимальной самозащищенности. Введение натриевой полости над активной зоной обеспечивает соответствие требованию ПБЯ РУ АЗ по отрицательности плотностной компоненты. Одновременно необходимо снижение доплер-эффекта как за счет непосредственно доплеровской постоянной, так и за счет снижения рабочих температур топлива.

2. В целом показатели оксидного топлива для всех рассмотренных вариантов значительно уступают показателям нитридного топлива. Это свидетельствует, что традиционное оксидное топливо исчерпало свои возможности для повышения уровня самозащищенности БН. Переход к нитридной загрузке как к более перспективной желателен для мощностей выше 600 МВт(э). В активных зонах с натриевой полостью и с уменьшением высоты активной зоны примерно до 80 см для реакторов большой мощности с нитридным топливом получаются характеристики самозащищенности, которые для оксидного топлива имеют только реакторы мощностью < 600 МВт.

Литература

1. Кузьмин А.М., Окунев В.С. Использование вариационных методов для решения задач обеспечения и обоснования естественной безопасности реакторов на быстрых нейтронах. - М.: МИФИ, 1999.
2. Технические проблемы реакторов на быстрых нейтронах / Под ред. Ю.Е. Багдасарова. - М.: Атомиздат, 1969.
3. Данилычев А.В., Елистратов Д.Г. и др. Взаимосвязь теплотехнических данных и физических параметров безопасности при осуществлении принципа максимальной самозащищенности в быстрых реакторах: Препринт ФЭИ-2813. - Обнинск, 2000.
4. Хаммел Г., Окренг Д. Коэффициенты реактивности в больших энергетических реакторах на быстрых нейтронах. Пер. с англ. - М.: Атомиздат, 1975.
5. Белов С.Б., Васильев Б.А. Окись, карбид, нитрид, металл. Сравнение видов топлива по параметрам безопасности: Докл. / Советско-американский семинар «Проблемы лицензирования реакторов на быстрых нейтронах» (АНЛ, Иллинойс-Айдахо, США, ноябрь 1990 г.).
6. Уолтер А., Рейнольдс А. Реакторы-размножители на быстрых нейтронах. Пер. с англ. - М.: Энергоатомиздат, 1986.
7. Грабежной В.А., Данилычев А.В. и др. Эффекты кинетичности при расчете коэффициентов реактивности в большом быстром реакторе с натриевой полостью // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Ядерные константы. - 1996. - Вып. 2. - С. 111-125.
8. Matveev V.I., Bobrov S.B. et al. Physical Grounds for Further Improvement of Fast Sodium Power Reactor Safety: Proc. Int. Fast Reactor Safety Meeting (Snowbird, Utah, August 1990). - V. 2. P. 25.
9. Шихов С.Б. Учет влияния изменения размеров на критическую массу быстрого реактора с помощью теории возмущения // Атомная энергия. 1959. - Т. 6. - Вып. 2. - С. 162-168.

Поступила в редакцию 24.03.2000

ВЛИЯНИЕ ТОЧНОСТИ РАСЧЕТА ДОПЛЕРОВСКОЙ ПОСТОЯННОЙ НА ОБОСНОВАНИЕ САМОЗАЩИЩЕННОСТИ БЫСТРЫХ РЕАКТОРОВ

А.В. Данилычев, Д.Г. Елистратов, В.Ю. Стогов, А.В. Тихомиров, В.А. Черный

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им.А.И.Лейпунского, г. Обнинск



В работе представлено влияние точности расчета доплеровской постоянной на обоснование безопасности быстрых реакторов. Обсуждаются погрешность, наблюдаемая в расчетах по различным российским версиям констант БНАБ и диффузионным кодам ($\pm 3\%$), а также предельные возможные погрешности. Надежность отечественного расчетного аппарата для получаемых значений обосновывается сопоставлением с экспериментом на реакторе SEFOR.

ВВЕДЕНИЕ

На степень самозащитенности быстрого реактора влияют как выбор основных теплотехнических параметров (в том числе через температуру топлива), так и имеющийся баланс компонент реактивности. Для описания динамики аварийных процессов значения температурных коэффициентов реактивности (ТКР) и их достаточно подробные пространственные распределения служат исходными данными. В этом качестве точность расчета TKP_i для описания переходных процессов становится принципиальным моментом. Итоговое поведение реактора в аварийной ситуации определяется соотношением компонент реактивности, связанных с температурой теплоносителя (натриевая плотностная и компонента от радиального теплового расширения активной зоны) и с температурой топлива, в основном, с доплеровской компонентой TKP_D . Последняя компонента составляет $\sim 90\%$ в суммарном ТКР для большого реактора (см.табл.1) и при максимальном вкладе в реактивность обратной связи вносит основной вклад в поведение реактора при аварии (рис.1).

Одновременно при усовершенствовании расчетных кодов и библиотек ядерных данных возникает необходимость в регулярной ревизии получаемых величин и их пространственных распределений. Подобная ревизия нужна для достижения приемлемой точности регулярно используемого в практических расчетах диффузионного приближения. Ожидаемые вариации расчетных значений, по крайней мере для интегральных величин, невелики [3,4]; тем не менее их влияние на описание аварийных процессов может быть существенным. Так, в [3] продемонстрировано, что для БН с натриевой полостью точность диффузионного приближения оказыва-

Компоненты реактивности обратной связи, $10^{-5}\Delta K/K$ /град [1]

Компоненты реактивности	БН-600		БН-800 ^{*)}	БН-1200 ^{*)}	
	(UO ₂)	(PuU)O ₂ ^{*)}	(Pu-U)O ₂	(Pu-U)N ₁₅	(PuU)N ₁₄
Зависящие от температуры теплоносителя:					
-натриевая плотностная	-0.12	-0.21	-0.01	0.312	0.144
-радиальное расширение	-0.75	-1.07	-0.94	-0.78	-0.73
-расширение штанг СУЗ	-0.12	-0.13	-0.14	-0.13	-0.13
температуры топлива:					
-доплеровская	-1.59	-1.07	-1.34	-1.09	-0.87
-аксиальное расширение	-0.13	-0.16	-0.23	-0.035	-0.043
Суммарный ТКР	-2.59	-2.6	-2.52	-1.723	-1.629
Температурный эффект, % $\Delta K/K$	-0.35	-0.35	-0.32	-0.33	-0.31
МКР, $10^{-6}(\Delta K/K)/\text{МВт}$	-5.58	-4.4	-3.90	-1.315	-1.30
Мощностной эффект, % $\Delta K/K$	-0.82	-0.65	-0.82	-0.45	-0.43

Примечание. *) Активные зоны с натриевой полостью над активной зоной [2]

ется недостаточной на границе раздела активная зона/натриевая полость. Применение транспортного (S_8) приближения приводит к изменениям в пространственных распределениях компонент ТКР_i.

Их интегральные значения ведут себя следующим образом: доплеровская постоянная практически не изменяется; положительность натриевой плотностной компоненты уменьшается на ~15%; компонента аксиального расширения топливного столба увеличивается на ~6%; компонента радиального расширения увеличивается очень незначительно (<2%). Максимальное изменение указанных компонент происходит в периферийной области активной зоны и в натриевой полости, где прирост значений температуры в аварийном процессе максимален. Использование другой записи формул теории подобия может привести к увеличению компонент аксиального и радиального расширения вплоть до 20-30% и 10-15% соответственно [5].

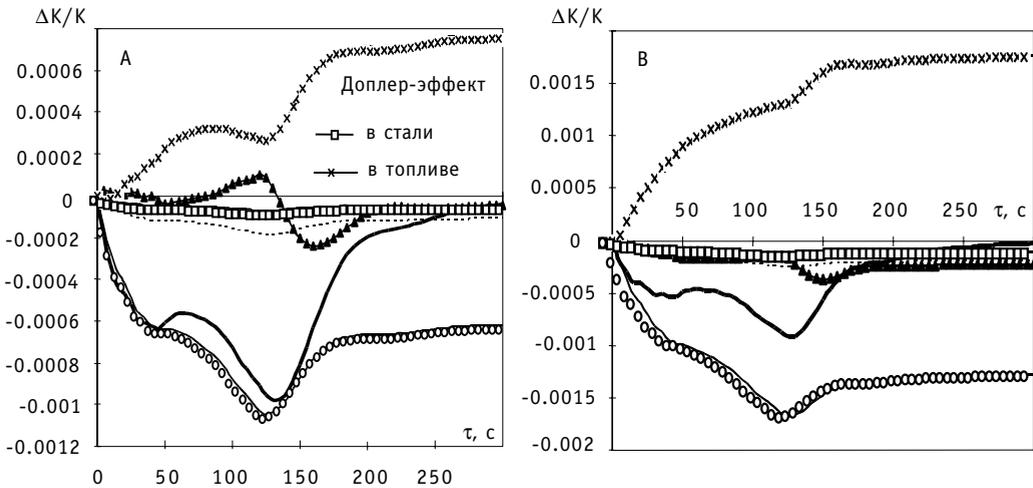


Рис.1. Баланс компонент реактивности в аварии ULOF для оксидного (А) и нитридного (В) вариантов загрузки в реакторе типа БН-1300: \blacktriangle - суммарная реактивность; \circ - реактивность от радиального расширения; — - натриевая плотностная компонента; --- - аксиальное расширение

При ключевой роли TKP_i в обосновании безопасности требования к точности их расчета в полном объеме не определены. Неопределенность в диапазонах допустимой точности затрудняет унификацию расчетных кодов и выработку рекомендаций по их использованию при лицензировании реактора. Ниже приводится определение расчетных диапазонов величин TKP_D в области достоверности их предсказания при использовании различных расчетных кодов и методов. Анализируется влияние погрешности расчета этой компоненты ТКР на описание переходных и аварийных процессов.

РАСЧЕТНАЯ НЕОПРЕДЕЛЕННОСТЬ КОМПОНЕНТЫ TKP_D

Оценки доплеровской постоянной $T(\partial K/\partial T)$, выполненные по различным российским версиям констант БНАБ и различным расчетным диффузионным кодам для реактора БН-600 включая гибридную его компоновку (при гетерогенно расположенных областях традиционного оксидного и МОХ-топлива), не обнаружили расхождений, больше чем на 3%, в интегральной величине $T(\partial K/\partial T)$ для различных топливных зон (см. рис.2). Здесь не идет речь об изменении пространственного распределения $T(\partial K/\partial T)$, например, аксиального ее распределения при возмущении реактора по температуре и/или составу.

В то же время расчеты, выполненные в рамках международного тестирования для обоснования безопасности реактора типа БН-800 с натриевой полостью [4], продемонстрировали (табл.2.) возможные вариации величины доплеровской постоянной $T(\partial K/\partial T)$ в зависимости от задаваемой точности расчета, его метода и и принимаемой системы ядерных данных в интервале температур, соответствующих основным стадиям аварийного процесса (1500-2100°K). Эти вариации лежат в диапазоне ~20%.

Проведенный учет поправок на недиффузионность модели реактора с натриевой полостью, выполненный в рамках единой константной версии [3], продемонстрировал возможный разброс интегральных значений $T(\partial K/\partial T)$ не более 6%, а ее пространственных значений $\leq 10\%$. Максимальные расхождения соответствуют достаточно узкому (<20 см) слою верхней части активной зоны под натриевой полостью, вклад которой в общее значение $T(\partial K/\partial T)$ не превышает 10% (табл.3). Расчетное изменение групповых спектров потока и ценности при переходе к возмущенному (по температуре и плотности натрия) состоянию демонстрируют достаточно слабую их деформацию в области энер-

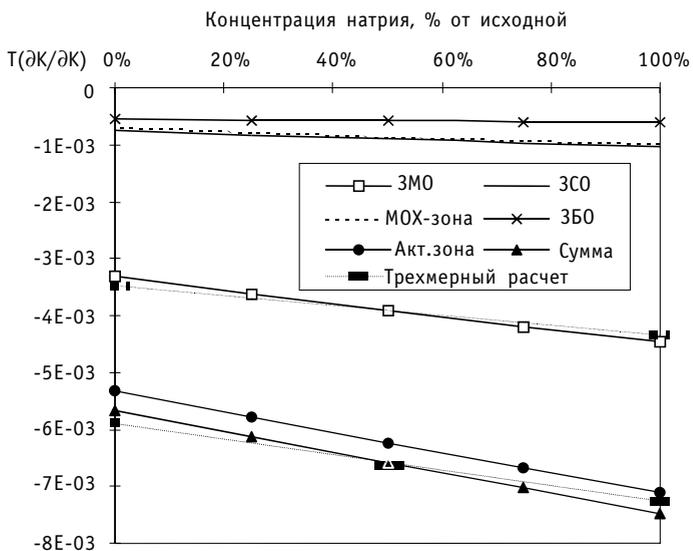


Рис.2. Изменение доплеровской постоянной различных физических зон (для интервала температур 900-2100K) при уменьшении концентрации натрия в активной зоне

Таблица 2

Доплеровская постоянная $T(\partial K/\partial K) \cdot 10^{-2}$ в интервале температур 1500-2100К в реакторе БН-800 (экспертная оценка [1])

Невозмущенное состояние активной зоны					
Зона реактора	Российские оценки ФЭИ (диффузионный расчет)			ЕНЕА ^{**) (ITALY)}	ЕРЛ ^{**) (HITACHI)}
	CAFR ^{*)}	RHEIN ^{*)}	RHEIN ^{**)}	MCNP	MCNP
ЗМО	-0.406	-0.471	-0.462	-0.3746	-0.340
ЗСО	-0.176	-0.147	-0.169	-0.1916	-0.172
ЗБО	-0.092	-0.0843	-0.0890	-0.0767	-0.0965
Вся активная зона	-0.685	-0.683	-0.720	-	-
Нижний ТЭ	-0.075	-0.0906	-0.0852	-0.0860	-0.0761
Боковой экран	-0.052	-0.058	-0.483	-0.0515	-0.0424
Удаление 100% Na из активной зоны					
ЗМО		-0.245	-0.239	-0.257	-0.222
ЗСО		-0.0960	-0.0952	-0.137	-0.0959
ЗБО		-0.0572	-0.0520	-0.0767	-0.0507
Вся активная зона	-0.396	-0.398	-0.338	-	-
Нижний ТЭ		-0.0605		-0.0688	-0.0724
Боковой экран		-0.039		-0.0441	-0.0353

Примечание. *) Расчеты выполнены по теории возмущений; **) прямые расчеты на K_{eff} . (Код MCNP основан на методе Монте-Карло).

гий, характерных для доплер-эффекта (рис.3).

Сопоставление отечественных и зарубежных расчетов доплер-эффекта (табл.2) демонстрирует различия, которые определяются используемой константной версией и ее реализацией в требуемой области энергий нейтронов в расчетном коде MCNP. Даже при значительном увеличении точности результаты, полученные по MCNP, отличаются от величин, полученных по другим программам (табл.4).

Влияние возможной неточности расчета $T(\partial K/\partial T)$ на поведение реактора в аварии ULOF продемонстрировано на рис.4.

Видно, что вариации интегральной величины $T(\partial K/\partial T)$ в указанном диапазоне 20% могут приводить к изменениям расчетной температуры натрия примерно на $\pm 30^\circ\text{C}$ для оксидного и на $\pm 20^\circ\text{C}$ для нитридного типов топлива. Если предполо-

Таблица 3

Доплеровская постоянная $T(\partial K/\partial K)$ в зависимости от количества натрия, 10^{-2}

Возмущение	Прямой расчет		Теория возмущений
	TWODANT	CAFR	CAFR
Верхний слой 11 см активной зоны: исходный Na удалено 10% Na	0.0696	0.6845	0.0696
	0.0743	0.0661	0.0670
Верхний слой 16.5 активной зоны: исходный Na удалено 10% Na	0.1145	0.1098	0.111
	0.1003	0.1215	0.119
Верхний слой 22 см активной зоны исходный Na		0.1499	0.1475

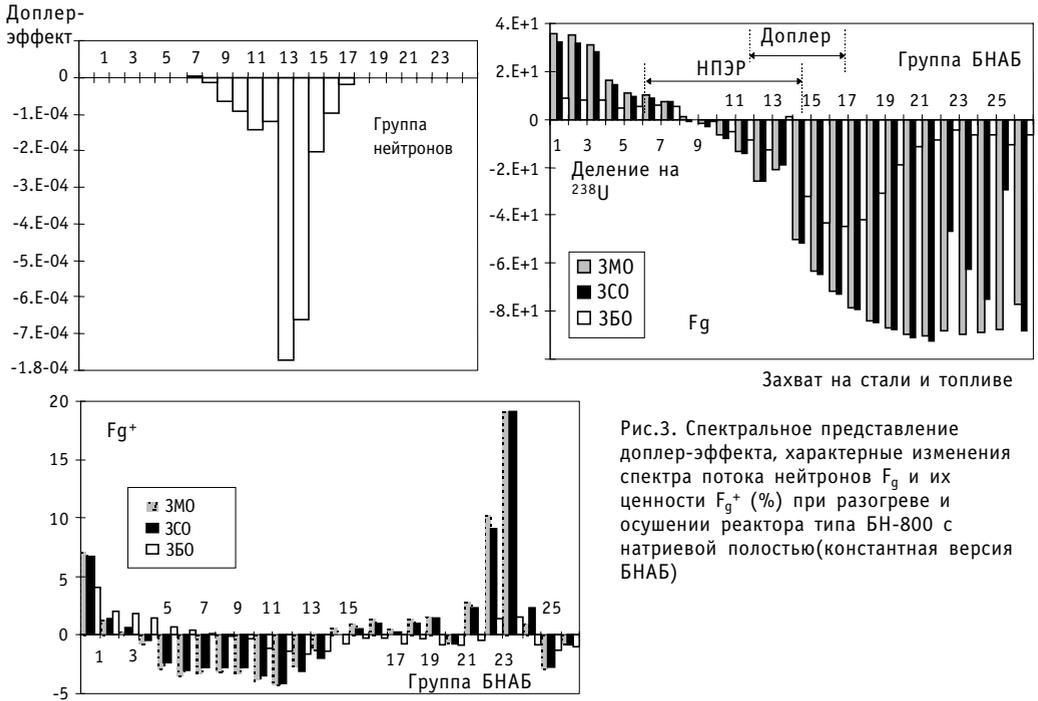


Рис.3. Спектральное представление доплер-эффекта, характерные изменения спектра потока нейтронов F_g и их ценности F_{g+} (%) при разогреве и осушении реактора типа БН-800 с натриевой полостью (константная версия БНАБ)

жить, что показанная на рис.3 зависимость сохраняется при переносе на рассматриваемую зону, ожидаемый разброс максимальных температур натрия в аварии ULOF за счет неопределенности $T(\partial K / \partial T)$, получаемой в отечественных диффузионных программах, не будет превосходить $\sim 10^{\circ}$.

Ввиду значительности вклада в ТКР доплер-эффекта выявление истинного диапазона возможной погрешности его расчетных значений весьма важно для обоснования самозащитенности большого быстрого реактора. Верификация используемых констант для расчета доплер-эффекта проводилась для версии БНАБ-70 при обсчете эксперимента на реакторе SEFOR [6]. Продемонстрировано, что точность диффузионных расчетов вполне приемлема для оценки величины ТКР_D с достаточно сильными возмущениями по составу и температуре. Тестирование используемых отечественных кодов и констант на реакторе SEFOR убедительно подтвердило надежность отечественного расчетного аппарата (рис.5) и возможность получения ощутимой погрешности при использовании системы ядерных данных, заложенных в регулярно используемый за рубежом код MCNP. Последнее требует тщательную специализированную подготовку констант для доплеровской области энергий в коде MCNP.

Таблица 4

Влияние увеличения точности расчета в программе MCNP на величину доплер-эффекта (реактор типа БН-800 [2])

Интервал температур	Реактивность, %ΔK/K		
	Диффузионное приближение	Транспортное приближение (S8)	Monte-Carlo ^{c)} (MCNP)
1500 - 2100К	-0.6974 (точность по $K_{eff}=0^5$)	-0.6968 (точность по $K_{eff}=0^4$)	-0.632662± 0.0534 ^{a)} -0.635057 ± 0.0417 ^{b)} -0.654331± 0.0381 ^{c)}

Примечание. а) $1 \cdot 10^6$ историй; б) $2 \cdot 10^6$ историй; в) $\sim 3 \cdot 10^6$ историй

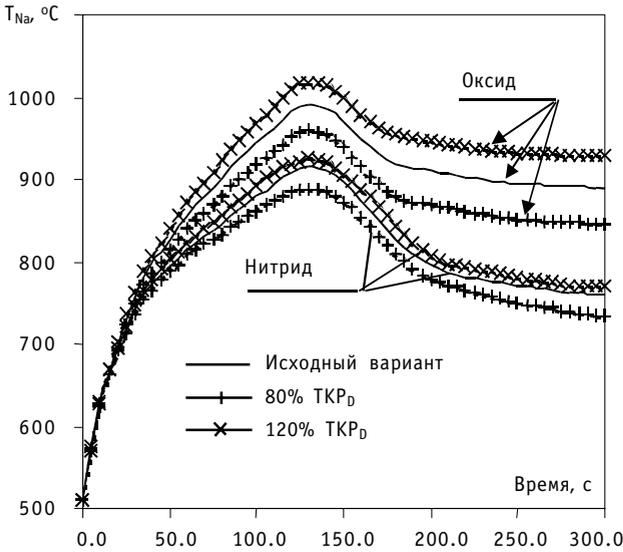


Рис. 4. Изменение максимальной температуры натрия в аварии ULOF при вариациях на $\pm 20\%$ интегральных значений доплеровской компоненты ТКР (большой быстрый реактор 1300 МВт(э))

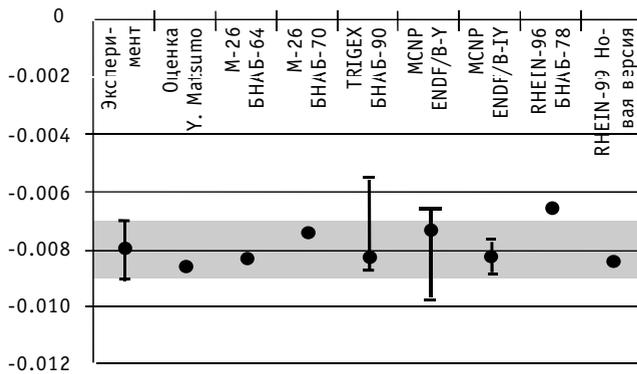


Рис.5. Расчетные значения доплеровской постоянной в реакторе SEFOR, полученные по различным константным версиям и расчетным кодам, применяемым в практике инженерного проектирования

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Тестирование используемых отечественных кодов и констант на примере эксперимента на реакторе SEFOR убедительно подтвердило надежность отечественного расчетного аппарата при расчете доплеровской постоянной.

2. Проведенные исследования показывают приемлемую ($\sim 3\%$) точность диффузионного приближения при расчете доплеровской компоненты реактивности обратной связи в БН, по крайней мере, традиционной компоновки. В реакторах, имеющих резко отличающиеся по своим нейтронно-физическим свойствам зоны, например, при наличии натриевой полости, точность расчета снижается, оставаясь в разумных для задач проектирования пределах ($\sim 6\%$). Несмотря на это требования к точности расчета ТКР_D на границе раздела активная зона - натриевая полость ужесточаются (погрешность может доходить до 10%).

3. Переход к более высоким, чем диффузионное, приближениям приводит к

изменениям в интегральных компонентах ТКР. Доплеровская постоянная при этом практически не изменяется (не более 6% при расчете в транспортном S₈ приближении).

4. Возможный диапазон максимальных оценок ТКР_D с учетом пространственного распределения данной компоненты вносит изменения в итоговую температуру натрия на примере аварии ULOF на уровне: при наличии натриевой полости - 10-15°C; в традиционной компоновке - 3-5°C

Используемые в настоящее время диффузионные методы расчета ТКР_D в рассматриваемых активных зонах типичных БН дают консервативные оценки.

Литература

1. Букиа Ю.К., Данилычев А.В., Елисеев В.А. и др. Физические основы принципа максимальной самозащитности и их реализация в перспективных активных зонах реакторов на быстрых нейтронах: Докл. на конф. УкрЯО по программе TESIS «Безопасность и защита АЭС» (Одесса, 1997).
2. Evaluation of benchmark calculations on a Fast Power Reactor Core with near zero sodium void effect/IAEA-TECDOC-731. - Vienna, 1994.
3. Грабежной В.А., Данилычев А.В., Елистратов Д.Г. и др. Эффекты кинетичности при расчете коэффициентов реактивности в большом быстром реакторе с натриевой полостью // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Ядерные константы. – 1996. – Вып.2. – С. 111-125.
4. Work of IAEA/CEC Comparative Calculations for a Severe Accident (ULOF) in the BN-800/1500 MW Reactor with Zero Void Effect. - Contract CEC/IAEA B7-6340/95/191/C2.
5. Абрамов Б.Д. О связи эффектов реактивности в кинетической и диффузионной теориях возмущений. // Атомная энергия. – 1998. – Т.84. – Вып.2. – С.98-102.
6. Пшакин Г.М. Анализ экспериментов по измерению Доплер-эффекта в реакторе SEFOR // ВАНТ. Сер. Ядерные константы. – 1976. – Вып. 21.

Поступила в редакцию 24.03.2000

РАСЧЕТНО-ОПТИМИЗАЦИОННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК БЕЗОПАСНОСТИ БЫСТРЫХ РЕАКТОРОВ БОЛЬШОЙ МОЩНОСТИ, ОХЛАЖДАЕМЫХ ТЯЖЕЛЫМИ МЕТАЛЛАМИ И ИХ СПЛАВАМИ

В.С. Окунев

*Московский государственный инженерно-физический институт
(технический университет), г. Москва*



Рассматриваются возможности достижения внутренней самозащищенности быстрых реакторов большой мощности, охлаждаемых свинцом, висмутом и их сплавами. Представлены различные варианты компоновки реактора, обладающего самозащищенностью от аварий типа ATWS. Анализируется поведение реактора в наиболее опасных аварийных режимах.

Использование тяжелых металлов в качестве теплоносителя быстрых реакторов (БР) привлекательно с точки зрения повышения безопасности и возможности упрощения конструкции установки по сравнению с реакторами типа БН. В отличие от традиционного теплоносителя БР – натрия – тяжелые металлы менее активны химически, что позволяет минимизировать внутренне присущие теплоносителю факторы опасности; имеют высокую температуру кипения, что способствует повышению внутренней самозащищенности от аварий с нарушением теплоотвода (в т.ч. сопровождающихся отказом аварийной защиты - LOF WS, LOHS WS). Применение тяжелых металлов для охлаждения активной зоны БР позволит снизить пустотный эффект реактивности (ПЭР) до отрицательного значения даже в самом неблагоприятном случае - при осушении центральной зоны реактора. Дальнейшему повышению безопасности может способствовать использование в качестве теплоносителя БР сплавов тяжелых металлов. Изменяя состав сплава можно оптимизировать свойства теплоносителя, сохраняя преимущества охлаждения чистыми металлами и устраняя недостатки, присущие последним. Наиболее ярко возможность объединения преимуществ чистых металлов проявляется при рассмотрении сплавов на основе свинца и висмута. В отличие от чистого свинца и висмута эвтектика 43,5%Pb-56,5%Bi (в процентах указано массовое содержание компонентов) имеет значительно меньшую температуру затвердевания, что снижает потенциальную опасность аварий с захолаживанием теплоносителя. (При использовании сплавов возможно объединение не только преимуществ, но и недостатков чистых металлов. Для сплава Pb-Bi эти недостатки незначительны, хотя могут повлиять, например, на решение проблемы коррозии. Так, при использова-

нии чистого свинца снижению коррозионной активности способствует присутствие ингибиторов на основе магния. В сплаве Pb-Bi присутствие магния нежелательно вследствие возможности образования интерметаллида Mg_3Bi_2 с высокой температурой плавления: $T_{пл}=1094$ К [1].) В нашей стране имеется опыт использования эвтектического сплава свинца с висмутом для охлаждения активной зоны, а чистый свинец рассматривается в качестве потенциального теплоносителя энергетических БР нового поколения [2].

Малая распространенность и высокая стоимость висмута является основным препятствием использования сплавов на его основе в качестве теплоносителя энергетических БР при их широкомасштабном строительстве. Применение висмута и висмутосодержащих сплавов возможно лишь для охлаждения активной зоны единичных блоков реакторов (например, БР-выжигателей радиоактивных отходов и, в первую очередь, младших актинидов). В таком случае использование Bi или сплава Pb-Bi может быть оправдано значительным повышением безопасности реактора. При проектировании единичных блоков БР желательно повышение мощности, что позволит сократить количество необходимых реакторных установок для решения поставленной задачи (например, трансмутации отходов). Результаты расчетно-оптимизационных исследований, представленные в табл. 1, 2, подтверждают вывод, что в отличие от БР традиционного типа (БН) для реакторов большой мощности, охлаждаемых тяжелыми металлами и сплавами на основе свинца и висмута, принципиально возможно обеспечение приемлемого уровня безопасности, основанного на детерминистическом исключении ряда наиболее опасных для БР тяжелых аварий.

Основные параметры компоновки БР, охлаждаемых свинцом, висмутом и их сплавами представлены в табл.1. Расчеты проведены с помощью программы DRACON-M [3], позволяющей рассматривать многозонные БР в двумерной цилиндрической геометрии. Аварийные процессы описываются в приближении точечной нейтронной кинетики с учетом обратной связи по средним температурам топлива и теплоносителя. Задача проектирования решается итерационно с помощью метода последовательной линеаризации.

Полученные результаты соответствуют традиционной компоновке БР со смешанным нитридным топливом. В табл. 1, 2 представлены 6 различных вариантов компоновки БР. По размерам все они совместимы с реактором "Суперфеникс". По тепловой мощности варианты 1, 3-6 также соответствуют "Суперфениксу". Вариант 1 получен при решении задачи минимизации ПЭР, реализующегося при осушении зоны малого обогащения и экрана над ней. В оптимизационной задаче присутствуют ограничения для двух групп функционалов. Первое ограничение (для функционалов надежности) характеризует номинальный режим работы реактора, второе (для функционалов безопасности) - аварийные процессы, сопровождающиеся отказом аварийной защиты. В число ограничений включено условие KVA (коэффициент воспроизводства активной зоны) ≈ 1 . Неравномерность энерговыделения по радиусу активной зоны учитывается коэффициентом k_r .

В качестве управляющих параметров рассматривались обогащение X топлива, диаметр d_t топливной таблетки, относительный шаг h решетки твэлов, радиальные и аксиальные размеры зон (в табл. 1: $0,5 \Delta H_{A3}$ — полувысота активной зоны, ΔH_{T3} - толщина торцевого экрана) и др. Вариант 2 получен из предыдущего при увеличении тепловой мощности в полтора раза. В качестве теплоносителя вариантов 1, 2 рассматривается эвтектический сплав свинца с висмутом. Вариант 3 характеризуется большим содержанием свинца в сплаве (90% по массе). Уменьшение содержания висмута в теплоносителе способствует возможности использования

Компоновка быстрых реакторов

Параметр	Теплоноситель					
	43,5%Pb-56,5%Bi (эвтектика)		90%Pb- 10%Bi	Pb	Bi	
	Вариант					
	1	2	3	4	5	6
Тепловая мощность реактора, МВт	3000	4500	3000			
Управление	12,8/16,7	12,0/21,3	12,9/15,9	13,2/15,0	12,8/17,4	13,5/14,7
X, %	12,8/16,7	12,0/21,3	12,9/15,9	13,2/15,0	12,8/17,4	13,5/14,7
d _r , мм	5,16	5,01	5,02	5,30	5	5
h	1,30/1,34	1,28/1,44	1,30/1,35	1,34/1,38	1,31/1,34	1,39/1,40
Радиальные размеры зон, см	144,4/ 34,1/50	157,6/ 23,8/47,1	135,8/ 42,7/50,0	125,5/ 53,0/50,0	146,9/ 31,6/50,0	116,3/ 62,3/50,0
0,5 ΔH _{A3} , см	50,0 ⁽¹⁾	51,2	50,0 ⁽¹⁾			
ΔH _{Tэ} , см	30,0 ⁽¹⁾	28,8	30,0 ⁽¹⁾			
Массовый расход, кг/(м ³ с)	26245/ 26487	36480/ 36486	26104/ 26995	25940/ 27649	26082/ 26650	25647/ 26816
Об. доля, %:						
чехлов ТВС	4,48	1,5	3,91	3,32	4,64	3,81
межкассетного теплоносителя	4,48	1,5	4,33	3,53	4,64	4,43
Функционалы						
Средний подогрев теплоносителя, К	219,0	202,2	214,6	212,0	207,8	210,2
Максимальные температуры, К:						
топлива	1253/1297	1327/1546	1235/1297	1299/1334	1229/1291	1319/1345
теплоносителя	881/877	861/857	872/881	880/881	864/873	870/867
оболочки твэлов	905/905	895/900	900/900	900/890	895/900	900/900
KBA	1,055	1,058	1,054	1,055	1,056	1,055
k _r	1,56	1,85	1,59	1,61	1,60	1,60
Максимальная линейная нагрузка на твэлы, Вт/см	240,2/ 266,1	274,5/ 405,0	231,3/ 270,9	276,1/ 302,1	220,1/ 260,7	272,9/ 287,8
Расход, кг/(м ² с)	93227	151460	95258	97888	95651	94557
Коэффициенты реактивности, 10 ⁶ × (Δk/k)/ К						
доплеровский	-3,25/-1,13	-3,58/-6,26	-3,65/-1,26	-2,74/-1,99	-3,50/-1,08	-2,35/-2,25
плотностной	2,01/-0,22	2,10/-0,40	2,48/-0,06	1,70/0,09	1,33/-0,50	1,06/-0,27
Доля естественной циркуляции, %	23,69/ 25,00/ 11,57	15,40/ 20,09/ 11,57	22,88/ 24,95/ 11,40	25,91/ 24,95/ 11,37	23,25/ 24,95/ 11,80	27,84/ 26,74/ 11,80

Примечание: ⁽¹⁾ не является управлением; через косую черту приведены значения, соответствующие зонам малого, большого обогащения и боковому экрану

такого сплава для охлаждения активной зоны энергетических БР. В варианте 4 предполагается охлаждение чистым свинцом, в вариантах 5 и 6 - чистым висмутом. Варианты 3-5 получены из варианта 1 заменой теплоносителя. Оптимизация ПЭР для вариантов 2-5 не проводилась.

Все полученные компоновки обладают свойством внутренней самозащищенности от тяжелых аварий, инициированных ситуациями, сопровождающимися отказом аварийной защиты (см. табл. 2).

ПЭР, реализующийся при осушении центральной зоны (малого обогащения и экрана над ней), снижается при увеличении доли висмута в сплаве Pb-Bi и минимален для БР, охлаждаемого чистым висмутом. Для реактора, охлаждаемого свинцом или сплавом Pb-Bi с большим содержанием свинца (90%), этот эффект поло-

Таблица 2

Некоторые функционалы, определяющие самозащищенность быстрого реактора

Функционал	Вариант					
	1	2	3	4	5	6
LOCA WS (потеря теплоносителя)						
ПЭР при осушении, % $\Delta k / k$:						
реактора	-1,257	-1,209	-1,364	-0,150	-0,721	-0,699
центральной зоны	-0,383	-0,058	0,302	0,329	-0,612	-1,24
LOF WS (прекращение принудительной циркуляции)						
Переходный режим (К):						
$T_{тн}^{max}$ при $t_n=30c$	1028/1002	1088/980	1026/1009	1016/997	1007/996	994/1002
$t_n=40c$	1023/997	1081/973	1020/1004	1011/984	1002/002	990/999
Установившийся режим:						
$T_{тн}^{max}$, К	1010/985	1064/959	1008/991	999/984	990/979	974/988
$T_{т}^{max}$, К	1105/1115	1157/1134	1099/1116	1129/1138	1079/1103	1128/1152
мощность, отн.	0,376	0,305	0,375	0,400	0,375	0,425
TOP WS (ввод положительной реактивности)						
Переходный режим:						
$T_{т}^{max}$, К	1368/1424	1436/1721	1339/1437	1433/1474	1321/1422	1439/1472
мощность, отн.	1,157	1,152	1,156	1,156	1,157	1,150
Установившийся режим:						
$T_{т}^{max}$, К	1365/1421	1433/1705	1336/1433	1429/1469	1318/1419	1435/1468
$T_{тн}^{max}$, К	906/902	884/879	896/907	906/884	888/899	893/890
мощность, отн.	1,145	1,143	1,144	1,143	1,147	1,140
OVC WS (захолаживание теплоносителя):						
а) перевод насосов на повышенную производительность						
$T_{т}^{max}$, К	1381/1448	1442/1770	1348/1456	1448/1504	1332/1445	1463/1501
Мощность, отн.	1,363	1,315	1,354	1,344	1,358	1,340
б) подключение резервной петли						
$T_{т}^{max}$, К	1366/1424	1436/1731	1336/1437	1433/1475	1321/1426	1442/1476
Мощность, отн.	1,195	1,191	1,193	1,193	1,200	1,192
LOHS WS (прекращение теплоотвода от первого контура)						
$T_{тн}^{max}$, К	913/910	900/900	909/910	911/902	900/901	907/902
Наложение процессов LOF WS, TOP WS и OVC WS (б)						
Локальный максимум $T_{тн}^{max}$ (К):						
при $t = t_n = 30 c$	1080/1051	1143/1024	1077/1058	1066/1045	1057/1045	1041/1050
при $t = t_n = 40 c$	1076/1047	1140/1018	1073/1054	1062/1042	1053/1041	1037/1047
Установившийся режим:						
$T_{тн}^{max}$, К	1100/1066	1176/1034	1102/1080	1090/1068	1082/1067	1063/1075
$T_{т}^{max}$, К	1100/1066	1299/1268	1224/1247	1264/1276	1202/1273	1260/1293
мощность, отн.	0,500	0,407	0,502	0,534	0,505	0,566

Примечание. Через косую черту приведены значения, соответствующие зоне малого и большого обогащения

жителен, но не превышает значения эффективной доли β запаздывающих нейтронов, для остальных вариантов - отрицателен. ПЭР, реализующийся при осушении всего реактора, отрицателен для всех вариантов. Таким образом, можно ожидать, что образование пустот в активной зоне (в результате кипения или потери теплоносителя) не приведет к тяжелой аварии даже при отказе аварийной защиты (см. табл. 2).

Высокая плотность нитридного топлива (по сравнению с оксидным) и относительно небольшая разница температуры топлива и теплоносителя в номинальном режиме работы реактора приводят к снижению максимальной температуры топлива T_T^{\max} в аварийном режиме с прекращением принудительной циркуляции теплоносителя в первом контуре (LOF WS). Температура теплоносителя $T_{ТН}^{\max}$ достигает своего максимального значения в переходном режиме (время максимума определяется временем t_d выбега насосов) и уменьшается до некоторого установившегося значения, соответствующего естественной циркуляции теплоносителя.

При вводе положительной реактивности $0,9\beta$, соответствующей одновременному выводу из активной зоны обеих стержней регулирования, температура топлива повышается не более чем на 150 К для вариантов 1, 3-6, достигает максимума через 10 с (время ввода реактивности) и незначительно снижается под действием обратных реактивных связей. Так же ведет себя и мощность реактора в процессе TOP WS (значения мощности, отнесенной к номинальной, приведены в табл. 2).

С точки зрения изменения температуры топлива и тепловой мощности реактора аварийный режим OVC WS можно считать аналогом процесса TOP WS. В отличие от ситуации, инициированной несанкционированным вводом положительной реактивности, в процессе с переохлаждением теплоносителя I контура (OVC) температура топлива и мощность максимальны в новом установившемся состоянии. Температура теплоносителя в процессе OVC WS сначала снижается, а затем увеличивается под действием обратных связей по реактивности (зеркальное отражение характера изменения темпера-

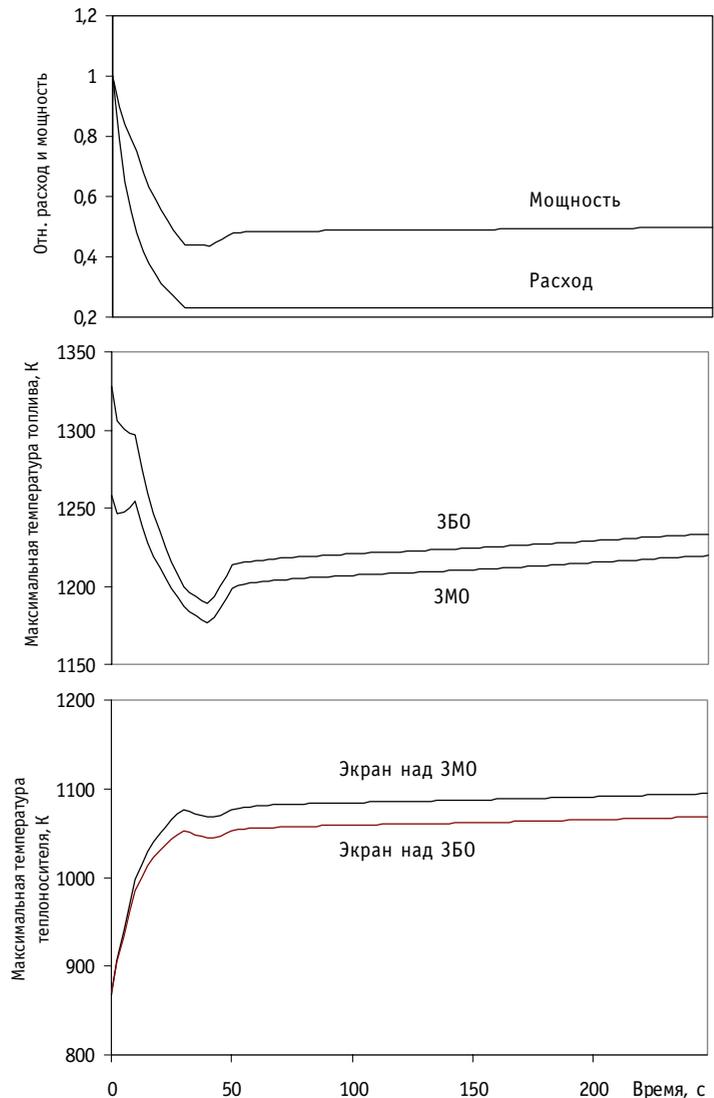


Рис.1. Изменение некоторых параметров БР, охлаждаемого эвтектическим сплавом Pb-Bi, при одновременном наложении процессов LOF WS, TOP WS и OVC WS: 3M0 - зона малого обогащения, 3B0 — зона большого обогащения

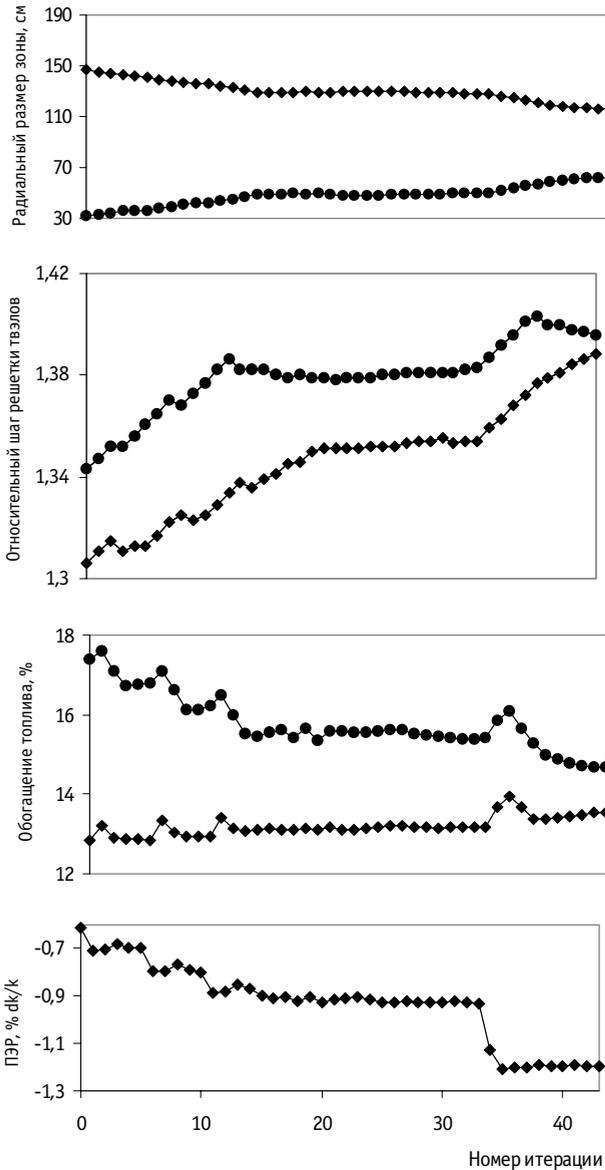


Рис. 2. Итерационный процесс изменения некоторых параметров БР в результате решения задачи минимизации ПЭР при осушении центральной зоны реактора.

туры теплоносителя по сравнению с аварийным режимом LOF WS). Причем в процессе OVC WS, инициированном гипотетическим (двукратным) увеличением расхода, асимптотическое значение (значение в установившемся в результате действия обратных реактивных связей режиме) температуры теплоносителя ниже, а в процессе, инициированном подключением "холодной" резервной петли, - выше, чем в номинальном режиме.

Наиболее опасны аварийные режимы с несанкционированным увеличением мощности (TOP WS, OVC WS) для варианта 2 - БР мощностью 4500 МВт. Тем не менее для этого варианта с запасом выполнено ограничение для максимальной температуры топлива (допустимое значение принималось равным 1800 К, что соответствует началу интенсивного газовыделения в нитридном топливе).

Ситуация LOHS WS также не опасна для всех полученных компоновок, хотя максимальная температура теплоносителя и оболочек твэлов увеличивается в переходном процессе, имеется значительный температурный запас до кипения и разрушения оболочек.

Одна из наиболее опасных комбинаций аварийных событий для БР с жидкоталлическим охлаждением - одновременное наложение процессов LOF WS, TOP WS и OVC WS - не приводит к нарушению ограничений для основных функционалов безопасности (см. табл. 2) и, следовательно, к аварии. Временная зависимость основных параметров БР (вариант 1, табл. 1, 2) в одной из наиболее опасных комбинаций аварийных режимов представлена на рис.1. Постулируется, что процессы LOF WS при времени выбега главных циркуляционных насосов $t_n = 30$ с и TOP WS при вводе реактивности $0,9\beta$ за 10 с начинаются одновременно, а ситуация OVC WS, инициированная подключением резервной петли, запаздывает на 40 с. Как видно из рис.1, накладывающиеся процессы LOF WS и TOP WS являются конкуриру-

ющими с точки зрения изменения максимальной температуры топлива: первый из них доминирует в течение 1 - 2 с после начала аварийного переходного режима и в период с десятой по тридцатую секунду (ввод положительной реактивности завершается на десятой секунде), что приводит к уменьшению максимальной температуры топлива со временем; второй - со второй по десятую секунду (замедление темпа снижения T_T^{\max} в зоне малого обогащения: снижение по абсолютному значению производной T_T^{\max} по времени t ; изменение знака производной dT_T^{\max}/dt и наличие локального максимума T_T^{\max} в зоне большого обогащения при $t=10$ с, что соответствует времени ввода реактивности). Что касается временного поведения максимальной температуры теплоносителя (и оболочек твэлов), то комбинация LOF WS + TOP WS усугубляет аварийную ситуацию, т.к. оба процесса приводят к увеличению $T_{ТН}^{\max}$. Причем наиболее интенсивный рост $T_{ТН}^{\max}$ наблюдается до десятой секунды переходного процесса (производная $dT_{ТН}^{\max}/dt$ максимальна). При $t=t_{н}=30$ с температура $T_{ТН}^{\max}$ достигает своего локального максимума и затем уменьшается за счет действия обратных реактивностных связей. Наложение процесса OVC WS на комбинацию LOF WS + TOP WS с запаздыванием 40 с приводит к снижению температуры теплоносителя и увеличению мощности и температуры топлива в активной зоне, которые впоследствии стабилизируются под действием обратных связей по реактивности. При этом в новом стационарном состоянии (установившемся режиме) максимальная температура теплоносителя превышает значение локального максимума, определяемого наложением процессов LOF WS и TOP WS, а максимальная температура топлива не достигает значения, соответствующего номинальному режиму работы реактора и локальному максимуму и вызванному доминированием процесса TOP WS в комбинации LOF WS + TOP WS (см. рис. 1). Асимптотическая мощность реактора (при $t \rightarrow \infty$ или при $t \gg t_b$, где t_b - время внесения возмущения) устанавливается на уровне $\sim 0,5$ номинальной.

Что касается внутренней самозащищенности от аварии типа LOCA WS (потеря теплоносителя, сопровождающаяся отказом аварийной защиты), то следует обратить внимание на следующее замечание. Для большинства вариантов (2 — 5) минимизация ПЭР не проводилась. Таким образом, имеется потенциальная возможность дальнейшего повышения самозащищенности за счет снижения ПЭР. Такая возможность иллюстрируется вариантом 6, полученным из варианта 5 в результате решения задачи минимизации ПЭР, реализующегося при осушении центральной зоны. Итерационный процесс изменения некоторых наиболее влиятельных управлений и ПЭР при решении задачи минимизации последнего представлен на рис. 2 (ромбом обозначены значения, соответствующие зоне малого обогащения, кружком - большого). ПЭР, реализующийся при осушении центра активной зоны, снижен за счет увеличения шага решетки твэлов, снижения обогащения топлива (в зоне большого обогащения) и уменьшения радиуса зоны малого обогащения (рис.2). В целом двукратное снижение ПЭР, реализующегося при осушении центральной зоны (малого обогащения и экрана над ней), сопровождается незначительным увеличением ПЭР, реализующимся при осушении реактора.

Таким образом, основные преимущества БР, связанные с возможностью достижения внутренней самозащищенности для реакторов большой мощности, могут быть реализованы при использовании в качестве теплоносителя тяжелых металлов (Pb, Bi) и их сплавов и ориентации на высокое уплощение (отношение диаметра к высоте) активной зоны, характерное, например, для БР "Суперфеникс".

Литература

1. Козин Л.Ф., Морачевский А.Г. Физико-химия и металлургия высокочистого свинца. - М.: Металлургия, 1991. - 224 с.
2. Орлов В.В., Аврорин Е.Н., Адамов Е.О. и др. Нетрадиционные концепции АЭС с естественной безопасностью (новая ядерная технология для крупномасштабной ядерной энергетики следующего этапа) // Атомная энергия. - 1992. - Т.72. - Вып.4. - С.317-329.
3. Кузьмина А.М., Окунев В.С. Программно-методическое обеспечение для решения задач оптимизации компоновок ядерных реакторов нового поколения // Известия РАН. Энергетика. - 1996. - №5. - С.66-74.

Поступила в редакцию 25.04.2000

ВЛИЯНИЕ ПРИМЕСЕЙ СЕРЕБРА, ОЛОВА И СУРЬМЫ НА ОКИСЛИТЕЛЬНЫЙ ПОТЕНЦИАЛ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ СВИНЕЦ-ВИСМУТ

Б.А. Шматко, А.Е. Русанов

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им.А.И.Лейпунского, г.Обнинск



Экспериментально изучена термодинамика взаимодействия металлических примесей Ag, Sn и Sb с кислородом в эвтектическом сплаве свинец-висмут при температуре 500 °С. Методом эдс определена зависимость энергии Гиббса расплава от концентрации каждой из примесей. Установлено, что примеси Sn и Sb уменьшают окислительный потенциал теплоносителя как за счет твердофазного взаимодействия и образования сложных оксидов $2\text{PbO}\cdot\text{SnO}_2$, так и путем поверхностного легирования твердой фазы PbO сурьмой из расплава с образованием оксида Sb_2O_4 .

Центральным вопросом термохимии свинцово-висмутового теплоносителя ядерной энергетической установки (ЯЭУ) является вскрытие закономерностей влияния металлических примесей на окислительный потенциал эвтектического сплава [1].

Большинство металлических примесей в сплаве Pb-Bi следует рассматривать прежде всего в качестве раскислителей, существенно уменьшающих окислительный потенциал теплоносителя с образованием оксидных шлаков.

Реакторный сплав свинец-висмут эвтектического состава в исходном состоянии содержит целый спектр технологических примесей, содержание каждой из которых находится на уровне $1\cdot 10^{-4}$ вес.% (1 ppm).

Термодинамический анализ взаимодействия металлических примесей с кислородом в теплоносителе показывает, что подавляющая часть примесных элементов, исключая благородные металлы, является геттерами кислорода в расплавах свинца и висмута.

Для экспериментального подтверждения термодинамических оценок были выбраны хорошо растворимые примеси с возрастающим сродством к кислороду в ряду Ag-Sn-Sb-Ni.

Основная цель работы заключалась в выявлении механизмов шлакообразования и раскисления теплоносителя свинец-висмут. Данные по примеси никеля были опубликованы ранее [2].

В экспериментах использовался реакторный сплав свинец-висмут по МРТУ-10-УСУ-1069-64. Типичное содержание примесей в этом материале представлено в табл.1 [3].

Экспериментальная установка и методика проведения подобных исследований были представлены ранее в [4].

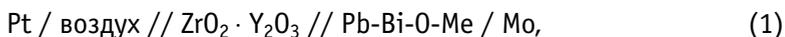
© **Б.А. Шматко, А.Е. Русанов, 2000**

Таблица 1

Содержание основных примесей в сплаве свинец-висмут

Элемент	Fe	Cr	Ni	Mo	Ti	V	Al
Содержание, вес. %	$\leq 3 \cdot 10^{-4}$	$< 1 \cdot 10^{-4}$	$< 10^{-4}$	$\leq 3 \cdot 10^{-4}$			
Элемент	Co	Mn	Cu	Ba	Ca	Mg	Cd
Содержание, вес. %	$< 1 \cdot 10^{-4}$	$\leq 3 \cdot 10^{-4}$	$\leq 3 \cdot 10^{-4}$	$\leq 10^{-4}$	$\leq 1 \cdot 10^{-3}$	$\leq 1 \cdot 10^{-4}$	$\leq 10^{-4}$
Элемент	In	Sn	Sb	Ag	Zn		
Содержание, вес. %	$< 4 \cdot 10^{-4}$	$\leq 1 \cdot 10^{-4}$	$\leq 1 \cdot 10^{-4}$	$\leq 2 \cdot 10^{-5}$	$\leq 1 \cdot 10^{-4}$		

Реакционный объем с жидким металлом находился непосредственно в твердо-электролитном сенсоре



где $\text{Me} = \text{Ag}, \text{Sn}, \text{Sb}$.

Окислительный потенциал расплава определяли по значениям эдс сенсора (1) из уравнения

$$\Delta G = - 92240 E - 3,096 T, \quad (2)$$

где E - эдс сенсора, В; T - температура, К.

Стандартная поправка на термоэдс потенциальных выводов сенсора Pt-Mo вводилась по уравнению

$$E_1 = - 0,014 - 0,00316 \cdot 10^{-3} \cdot t, \quad (3)$$

где t - температура, °С.

Измерения эдс сенсора (1) проводили высокоомным вольтметром типа Ф-30 с точностью $\pm 1 \cdot 10^{-3}$ В.

Изменение активности кислорода в расплаве при добавлении элементов раскислителей вычисляли по формуле

$$\ln a = - \frac{2\Delta E F}{RT}, \quad (4)$$

где ΔE - приращение эдс, $F = 48323$ Дж/г-ат-В - число Фарадея, R - газовая постоянная.

ВЛИЯНИЕ ПРИМЕСИ СЕРЕБРА

Окислительный потенциал теплоносителя свинец-висмут, насыщенного кислородом, при добавлении примеси серебра может, в принципе, изменяться лишь за счет изменения активности компонентов сплава. Однако в области малых содержаний серебра (до 1 вес.%) в теплоносителе свинец-висмут наблюдаются, как известно, несущественные положительные отклонения a_{Pb} и a_{Bi} от закона Рауля. Таким образом, не следует ожидать влияния примеси серебра на окислительный потенциал тяжелых теплоносителей.

Для подтверждения этих положений были проведены эксперименты при температуре 500 ± 5 °С. В керамический реакционный объем было загружено 10,84 г сплава и 1,24 вес.% оксида PbO. Содержание кислорода в расплаве составляло $9 \cdot 10^{-2}$ вес.%, что существенно превышало концентрацию насыщения при температуре опытов [5]. Измерения окислительного потенциала теплоносителя в состоянии насыщения по кислороду в диапазоне температур 400-600 °С, представленные на рис.1, подтвердили результаты работы [4]. Эти данные показывают, что

энергия Гиббса для кислорода в расплаве равняется термодинамическому потенциалу твердого оксида, находящегося в равновесии над расплавом и характерного по составу для эвтектического сплава свинец-висмут. При этом использование высокочистой конструкционной керамики на основе оксидов циркония, алюминия или бериллия в подобных физико-химических исследованиях тяжелых теплоносителей исключает взаимодействие с контейнером до температуры 1000°C и обеспечивает граничные условия «инертной стенки».

При температуре 500°C в расплав последовательно добавлялись восемь дозированных навесок серебра в виде порошка. Максимальная концентрация серебра в расплаве была доведена до 0,27 вес.%; при этом окислительный потенциал расплава практически не изменялся (рис.2).

Во втором опыте в реакционный объем было загружено 15 г сплава свинец-

висмут, и методом водородной регенерации оксидов активность кислорода в расплаве была снижена с уровня $a=1$ до $a=6 \cdot 10^{-7}$ при температуре 500°C. Содержание серебра в таком глубоко раскисленном сплаве свинец-висмут изменяли от $\leq 2 \cdot 10^{-5}$ до 0,27 вес.%. Полученные результаты также представлены на рис.2.

Таким образом, экспериментально подтверждено, что примесь серебра при изменениях концентрации в диапазоне от $2 \cdot 10^{-5}$ до 0,27 вес.% не влияет на окислительный потенциал теплоносителя свинец-висмут в диапазоне активностей кислорода $1 \div 6 \cdot 10^{-7}$ при температуре расплава 500°C.

ВЛИЯНИЕ ПРИМЕСИ ОЛОВА

Известно, что термодинамически стабильный диоксид олова SnO₂ реагирует с оксидом свинца PbO, образуя устойчивые соединения, например, PbO·SnO₂, поэтому можно ожидать геттерирования теплоносителя свинец-висмут примесью олова, в том числе и за счет твердофазного взаимодействия в шлаках и образования более сложных оксидов переменного состава.

Эксперименты по выявлению механизмов влияния олова на окислительный

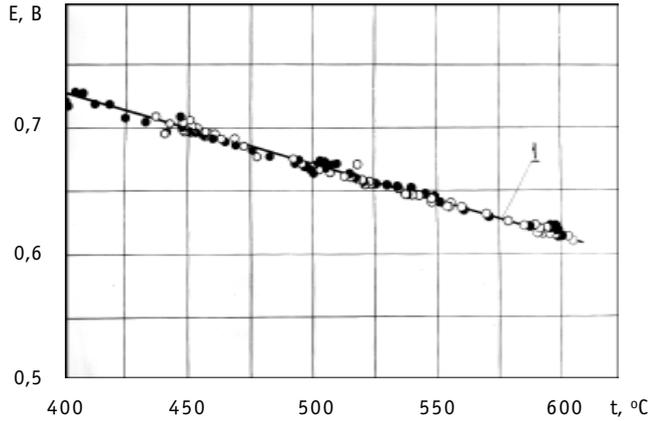


Рис.1. Экспериментальная зависимость эдс сенсора от температуры для эвтектического сплава свинец-висмут, насыщенного кислородом: о - нагрев; • - охлаждение; 1 - уравнение (12) в работе [4]

$\Delta G \cdot 10^{-5}$, Дж/г-ат.О₂

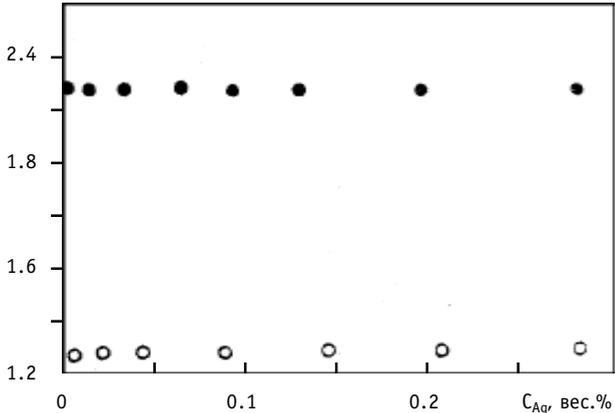


Рис.2. Зависимость окислительного потенциала теплоносителя свинец- висмут от содержания примеси серебра: о - состояние насыщения по кислороду; • - раскисленный теплоноситель

потенциал расплава также проводили при температуре 500°C. В первом опыте в реакционный объем загрузили 15,22 г сплава Pb-Bi и 0,67 вес.% PbO, что соответствовало содержанию кислорода $4,8 \cdot 10^{-2}$ вес.%. В такой расплав последовательно добавлялись восемь дозированных навесок олова до общей концентрации 0,34 вес.%. Этого количества олова было достаточно для полного восстановления оксида свинца по реакции



Экспериментальная зависимость окислительного потенциала расплава ΔG от концентрации примеси олова представлена на рис.3. Видно, что энергия Гиббса расплава определяется исходной фазой PbO до достижения концентрации примеси олова 0,082 вес.%. При последующей добавке 0,03 вес.% олова наблюдается резкое уменьшение окислительного потенциала до уровня, соответствующего соединению $2PbO \cdot SnO_2$ [6-8].

При дальнейшем увеличении содержания олова в расплаве окислительный потенциал не изменялся. Содержание примеси олова 0,12 вес.% в данном опыте соответствует полному преобразованию PbO в новое соединение $2PbO \cdot SnO_2$.

Равновесие в опытах с оловом устанавливалось в течение не более 3 ч.

Подобным образом впервые в технологии теплоносителя свинец-висмут было экспериментально установлено, что раскисление сплава Pb-Bi (при избытке кислорода в системе) происходит за счет образования новых оксидных соединений в твердой фазе (в шлаках).

Во второй серии опытов дозированная подача олова в расплав производилась на начальном уровне активности кислорода $a=2 \cdot 10^{-4}$. Изменений окислительного потенциала теплоносителя, как видно из рис.3, не наблюдалось с точностью ± 1200 Дж/г-ат. O_2 .

ВЛИЯНИЕ ПРИМЕСИ СУРЬМЫ

Сурьма, как серебро и олово, хорошо растворяется в сплавах Pb-Bi. С кислородом сурьма образует ряд оксидов, например, Sb_2O_4 , которые также могут взаимодействовать с оксидом эвтектического сплава на основе PbO с образованием сложных твердых растворов и соединений, например, $3PbO \cdot Sb_2O_3$ и др. [8].

В процессе опытов были проведены также две серии экспериментов с насыщенным кислородом и раскисленным теплоносителем при температуре 500°C. Раскисление расплава производилось водородом до уровня $a=4 \cdot 10^{-5}$.

В первом опыте в реакционном объеме находилось 15,78 г эвтектического сплава свинец-висмут и 0,6 вес.% PbO, что соответствовало концентрации кислорода $4,3 \cdot 10^{-2}$ вес.%. Сурьма дозированно подавалась в расплав до содержания 0,32 вес.%. Результаты экспериментов в виде зависимости окислительного потен-

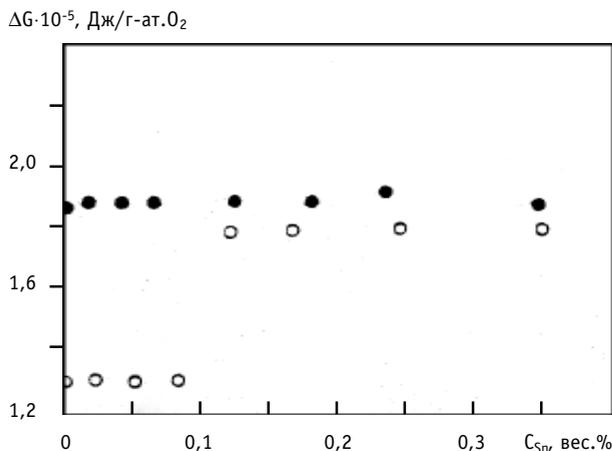
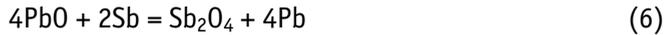


Рис.3. Зависимость окислительного потенциала теплоносителя свинец-висмут от содержания примеси олова: о - состояние насыщения по кислороду; • - раскисленный теплоноситель

циала от содержания сурьмы представлены на рис.4. Видно, что уже первая добавка сурьмы в количестве $1,5 \cdot 10^{-2}$ вес.% привела к существенному изменению окислительного потенциала расплава. Активность кислорода в теплоносителе понизилась с 1 до 0,25.

Последующие две добавки сурьмы привели к раскислению расплава до стабильного уровня, соответствующего оксиду Sb_2O_4 [6, 7]. Остальные добавки практически не изменяли окислительный потенциал теплоносителя.

Оценки показывают, что для полного восстановления исходного PbO по реакции



требуется 0,165 вес.% сурьмы. В эксперименте уже при 0,04 вес.% сурьмы был достигнут уровень $\Delta G_{Sb_2O_4}^0$, следовательно процесс раскисления теплоносителя сурьмой протекает путем образования пленок оксида сурьмы на поверхности оксидной фазы PbO . Подобный процесс «отравления» твердой фазы PbO с помощью растворенной сурьмы является типичным примером подавления твердофазного источника кислорода в теплоносителе с помощью металлических примесей [5].

Во втором опыте в реакционный объем из твердоэлектролитной пробирки было загружено 15,76 г теплоносителя, который был раскислен водородом до активности $4 \cdot 10^{-5}$ при температуре $500^\circ C$. Исследование показало, что в раскисленном сплаве свинец-висмут примесь сурьмы не оказывает влияния на окислительный потенциал теплоносителя (рис.4).

Итак, технологические примеси Sn и Sb не являются балластом в сплаве свинец-висмут. Они являются раскислителями теплоносителя.

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Раскисление теплоносителя свинец-висмут примесью олова при $500^\circ C$ обусловлено механизмом твердофазного взаимодействия оксидов в шлаке с образованием соединения $2PbO \cdot SnO_2$, которое не оказывает существенного влияния на окислительный потенциал расплава, пока имеется в избытке оксид PbO .

Раскисление теплоносителя примесью сурьмы сопровождается поверхностным легированием избыточной твердой фазы PbO в расплаве. Образование оксида Sb_2O_4 на поверхности PbO приводит к изоляции последнего от расплава уже после первой подачи сурьмы в теплоноситель.

Глубоко раскисленный сплав свинец-висмут до уровня $a=10^{-4} \div 6 \cdot 10^{-7}$ нечувствителен к попаданию и накоплению в расплаве примесей Ag, Sn, и Sb при температуре $500^\circ C$.

Таким образом, технологические примеси Sn, Sb и Ni в эвтектическом сплаве свинец-висмут, взаимодействуя с при-

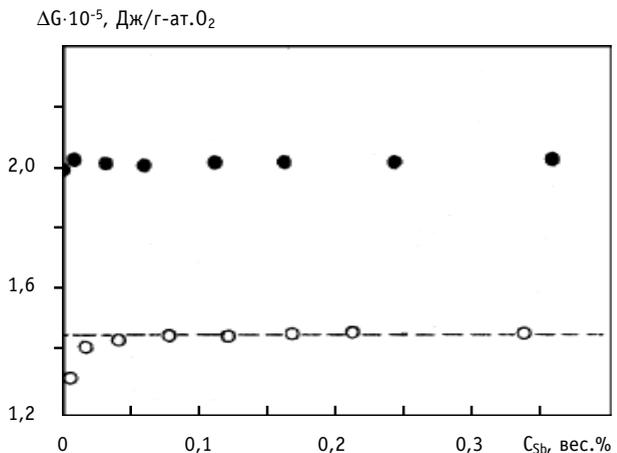


Рис.4. Зависимость окислительного потенциала теплоносителя свинец-висмут от содержания примеси сурьмы: о - состояние насыщения по кислороду; • - раскисленный теплоноситель; --- - термодинамический потенциал Sb_2O_4 по [6]

месью кислорода, не только дополнительно зашлаковывают теплоноситель, но и раскисляют расплав, что в рамках кислородной технологии способствует повышению его коррозионной агрессивности по отношению к сталям. Поэтому привнесение шлаков в реакторную установку за счет металлических примесей необходимо исключать в процессе совершенствования технологии заводского производства сплава свинец-висмут.

Представленные результаты по раскислению сплава свинец-висмут примесями олова, сурьмы и никеля [2] показывают, что жидкий металл находится в равновесии с твердой оксидной фазой - шлаком, а фазово-структурные взаимодействия и равновесия в шлаках управляют динамикой окислительного потенциала в теплоносителе [9]. При постоянной концентрации кислорода в расплаве его активность может изменяться в широких пределах, достигающих более десяти порядков [2], за счет взаимодействия кислорода с металлами-раскислителями.

Анализируя полученные результаты по отношению к коррозионным процессам в сплаве свинец-висмут, отметим следующее.

Высокий окислительный потенциал расплава позволяет формировать непосредственно в теплоносителе на всех сталях оксидную пленку на основе Me_3O_4 ($Me \equiv Fe, Cr$). В этих условиях свинец-висмут в циркуляционных контурах отделен от стали пленкой оксидной керамики на основе Fe_3O_4 . Поэтому классического коррозионного взаимодействия, определяемого растворимостью конструкционных материалов в жидком металле, в расплавах свинец-висмут не наблюдается. Поступление железа из сталей в расплав происходит по механизмам диффузионной проницаемости через поверхностную оксидную пленку на сталях. Качество пленки зависит от уровня окислительного потенциала в расплаве. Важно управлять окислительным потенциалом теплоносителя и таким образом регулировать темп окисления сталей и структуру образующейся защитной окалины на конструкционных материалах.

Проведенные эксперименты демонстрируют, что кардинальный путь изменения исходных окислительных свойств тяжелых теплоносителей - использование добавок металлов-раскислителей, способных существенно снизить уровень окислительного потенциала расплава. Так, например, технологическая добавка калия в расплавленный свинец (~ 1,8 вес.%) позволяет сформировать эвтектический сплав с активностью кислорода, которая на пять порядков ниже, чем у расплава чистого исходного свинца при температурах 500 - 550°C [9].

Важно, что технология такого теплоносителя в ЯЭУ возможна на основе непрерывной очистки контура от оксидов калия и примесей конструкционных материалов с помощью традиционных холодных фильтров-ловушек в условиях непрерывного контроля окислительного потенциала.

Статья посвящается 75-летию профессора М.Н. Ивановского - основоположника физико-химических исследований щелочно-металлических теплоносителей для космических ЯЭУ.

Литература

1. Шматко Б.А. Актуальные задачи физико-химии и технологии тяжелых теплоносителей для перспективных АЭС: Отчет ФЭИ, №10081. - Обнинск: ФЭИ, 1999. - С.39.
2. Шматко Б.А., Русанов А.Е. Термодинамика и кинетика взаимодействия примесей кислорода и никеля в эвтектическом сплаве свинец-висмут // Известия вузов. Ядерная энергетика. - 2000. - №2. - С.121-126.
3. Карабаш А.Г. Химическая технология и анализ жидкометаллического теплоносителя сплава свинец-висмут/ГНЦРФ-ФЭИ им. А.И. Лейпунского-50 лет. - Обнинск: ФЭИ, 1996. - С.341.

4. Громов Б.Ф., Шматко Б.А. Окислительный потенциал расплавов свинец-висмут// Известия вузов. Ядерная энергетика. - 1997. - №6. - С.14.
5. Громов Б.Ф., Шматко Б.А. Физико-химические свойства расплавов свинца и висмута// Известия вузов. Ядерная энергетика. - 1996. - №4. - С.35.
6. Куликов И.С. Раскисление металлов. - М.: Металлургия, 1975. - С.504.
7. Туровцева З.М., Кунин Л.Л. Анализ газов в металлах. - М.-Л.: АН СССР.-1959 - С.390.
8. Торопов Н.А. Диаграммы состояния силикатных систем. - Л.: Наука, 1969.
9. Блохин В.А. и др. Структура, атомная динамика, термодинамика и примесное состояние расплавов свинца и висмута (современное состояние проблемы): Аналитический обзор, ФЭИ-0290. - М.: ЦНИИАтоминформ, 2000. - С.77.

Поступила в редакцию 14.04.2000

ТРАНСМУТАЦИЯ ОСКОЛОЧНОГО ПАЛЛАДИЯ В БЛАНКЕТЕ ТЕРМОЯДЕРНОЙ УСТАНОВКИ С РЕЗОНАНСНЫМ СПЕКТРОМ НЕЙТРОНОВ

А.Е. Синцов*, В.А. Апсэ*, А.Н. Шмелев*, М. Саито, В.В. Артисюк****

* *Московский государственный инженерно-физический институт (технический университет), г. Москва*

** *Токийский институт технологии, Япония*



Рассматривается трансмутация радиоактивного продукта деления - палладия без предварительного изотопного разделения. Трансмутацию осколочного палладия предполагается осуществлять в бланкете специализированной термоядерной установки путем облучения в резонансном спектре нейтронов смеси изотопов палладия и превращения их в стабильные изотопы серебра и кадмия. Трансмутация рассматривается в трех вариантах термоядерной установки: с равнокомпонентной dt-плазмой; с плазмой, содержащей уменьшенное количество трития (с ddt-плазмой), и с dd-плазмой, т.е. анализируется эффективность трансмутации при переходе от dt-плазмы к dd-плазме.

ВВЕДЕНИЕ

Трансмутация осколочного палладия без изотопного разделения требует достаточно большого количества нейтронов. Как известно [1, 2], быстрый реактор рассматривается как источник избыточных нейтронов для трансмутации долгоживущих радионуклидов - продуктов деления с предварительным изотопным разделением; некоторые из радионуклидов могут быть трансмутированы со средним временем жизни в нейтронном поле менее 50 лет (^{99}Tc , ^{129}I , ^{107}Pd). Если же рассматривать трансмутацию долгоживущих продуктов деления без предварительного изотопного разделения, то избыточных нейтронов быстрого реактора для этого уже будет недостаточно. Поэтому в данной работе рассматривается трансмутация осколочного палладия без предварительного изотопного выделения долгоживущего ^{107}Pd в бланкете специализированной термоядерной установки типа ITER. Как было показано ранее [3], технология термоядерного синтеза характеризуется богатой генерацией избыточных нейтронов (в расчете на единицу энергии), что позволяет использовать ее для обезвреживания долгоживущих продуктов деления в крупномасштабной ядерной энергетике, основанной на процессе деления.

ХАРАКТЕРИСТИКИ ОСКОЛОЧНОГО ПАЛЛАДИЯ

В топливе уранового легководного реактора (LWR) электрической мощностью 1 ГВт ежегодно накапливается около 30 кг осколочного палладия, в состав кото-

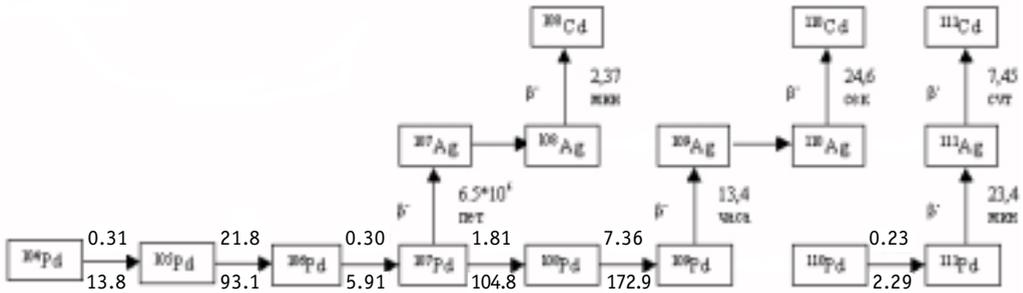


Рис.1. Схема значимых переходов при трансмутации элементного палладия

рого входят шесть изотопов, из них пять стабильных и один долгоживущий ^{107}Pd ($T_{1/2}=6,5 \cdot 10^6$ лет).

На рис.1 изображена схема изотопных переходов, учитываемых в расчетах трансмутации осколочного палладия. Видно, что долгоживущему изотопу ^{107}Pd предшествуют три стабильных изотопа ^{104}Pd , ^{105}Pd , ^{106}Pd , связанные между собой (n,γ)-реакциями. Горизонтальные стрелки на рис. 1 означают изотопные переходы, обусловленные (n,γ)-реакциями, а вертикальные - β-распадами. Над и под горизонтальными стрелками указаны микропоглощения захвата для тепловой точки (в барнах) и усредненные одногрупповые сечения, соответствующие условиям трансмутации в бланкете термоядерной установки.

В табл.1 приводятся выходы изотопов осколочного палладия: Y_{fis} - кумулятивный выход в расчете на одно деление ^{235}U [4], Y - реальный выход в расчете на одно деление в урановом легководном реакторе с учетом выгорания и 150-суточной выдержки в составе облученного топлива [5]. Видно, что кумулятивный и реальный выходы палладия существенно различаются. Это, в частности, связано с тем, что выход палладия при делении плутония (который накапливается и горит в урановом LWR) существенно больше, чем при делении урана [4] и поэтому в дальнейших расчетах использовались данные только о реальном выходе. Минимальный расход нейтронов для трансмутации палладия, образующегося в урановом LWR, в расчете на одно деление составляет $\sim 0,19$ нейтрона (табл.1). В соответствии с цепочкой изотопных переходов, приведенной на рис.1, минимальный расход нейтронов для превращения осколочного палладия в изотопы серебра и кадмия оценивался по следующей формуле:

$$N_{\text{min}}=5 \cdot Y(^{104}\text{Pd}) + 4 \cdot Y(^{105}\text{Pd}) + 3 \cdot Y(^{106}\text{Pd}) + 2 \cdot Y(^{107}\text{Pd}) + 1 \cdot Y(^{108}\text{Pd}) + 1 \cdot Y(^{110}\text{Pd}).$$

Таблица 1

Исходные данные для нейтронно-физических расчетов

Изотоп	Y_{fis} , %	Y , %	Минимальный расход нейтронов в расчете на одно деление
^{104}Pd	0	0,943	0,047
^{105}Pd	0,958	1,67	0,067
^{106}Pd	0,407	1,42	0,043
^{107}Pd	0,139	1,16	0,023
^{108}Pd	0,057	0,735	0,0074
^{110}Pd	0,025	0,156	0,0016
Сумма	1,586	6,08	0,189

Скорость трансмутации элементного палладия зависит от величин нейтронных сечений как долгоживущего нуклида ^{107}Pd , так и его предшественников в цепочке. На рис.2 приведены энергетические зависимости микросечений захвата для двух изотопов-предшественников ^{105}Pd , ^{106}Pd и основного трансмутируемого изотопа ^{107}Pd . Видно, что большими значениями сечений характеризуется область резонансных энергий. Это и определило целесообразность формирования резонансного спектра нейтронов в зоне трансмутации.

РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ ТРАНСМУТАЦИОННОЙ ТЕРМОЯДЕРНОЙ УСТАНОВКИ

Для проведения нейтронно-физических расчетов была использована одномерная цилиндрическая модель трансмутационной термоядерной установки (ТТЯУ), состоящей из двух частей - плазменной и бланкетной. Плазменная часть ТТЯУ служит для генерации нейтронов, бланкетная - для трансмутации осколочного палладия и воспроизводства трития, который затем может использоваться в плазме. На рис. 3 показаны структура, размеры и состав зон ТТЯУ. Размеры плазменной части ТТЯУ соответствуют размерам плазменной части ITER, которая включает в себя область плазмы (распределенный источник нейтронов) и вакуумный зазор между плазмой и первой стенкой.

Предполагается, что ТТЯУ работает в условиях самообеспечения тритием, т.е.

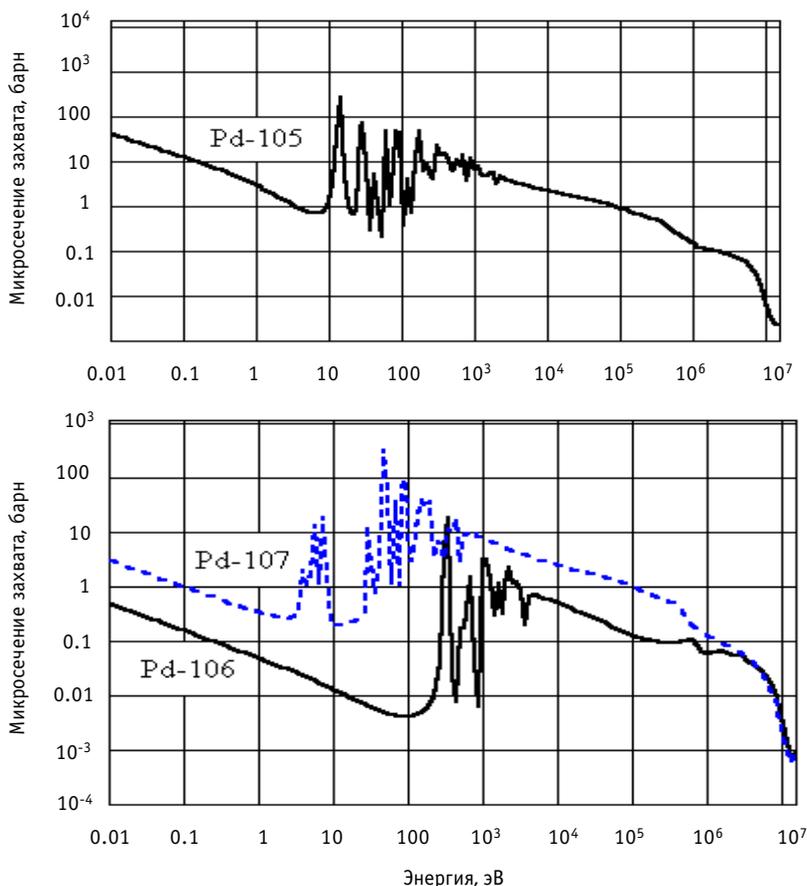


Рис. 2. Энергетические зависимости микросечений захвата нейтронов изотопами ^{105}Pd , ^{106}Pd , ^{107}Pd

процессы сжигания и воспроизводства трития в плазменной и бланкетной частях ТТЯУ полностью сбалансированы (с учетом потерь и естественного распада трития). Поэтому состав плазмы, а значит и спектр генерируемых термоядерных нейтронов (т.я.нейтр.), будут зависеть от композиции бланкета и его возможностей по воспроизводству трития. Изменение структуры и состава бланкетной части приведет к соответствующему изменению состава плазмы, а значит и энергетического спектра термоядерных нейтронов, который содержит две компоненты: жесткую (нейтроны с энергией 14 МэВ, генерируемые в dt-реакции) и сравнительно мягкую (нейтроны с энергией 2.45 МэВ, генерируемые в dd-реакции).

В дальнейшем исследовании рассматривались три варианта ТТЯУ. В первом варианте коэффициент наработки трития в расчете на одну термоядерную реакцию равен 1.05, равнокомпонентный состав плазмы 50%D, 50%T. Далее этот вариант обозначается как dt-источник нейтронов. Второй вариант - бланкет с уменьшенным воспроизводством трития [6], поэтому состав плазмы смещается в сторону увеличения дейтериевой фракции с соответствующим смягчением спектра термоядерных нейтронов. Далее этот вариант обозначается как ddt-источник нейтронов. В третьем варианте тритий, образующийся в бланкете, не используется в плазме; плазма состоит только из дейтерия, а спектр термоядерных нейтронов – только из мягкой компоненты (2.45 МэВ). Далее этот вариант обозначается как dd-источник нейтронов.

Структура бланкетной части ТТЯУ формировалась в соответствии со следующим принципом. Для трансмутации элементного палладия создавалась область с повышенной плотностью потока резонансных нейтронов. Размер и состав этой области подбирался так, чтобы спектр и величина плотности потока нейтронов соответствовали среднему времени жизни ¹⁰⁷Pd в нейтронном поле менее 50 лет. Естественно, часть нейтронов из трансмутационной области будет диффундировать в периферийную область бланкета и к первой стенке. Однако они будучи уже, по-существу, «низкопоточными» могут быть полезно использованы либо для трансмутации радионуклидов с достаточно большими сечениями захвата, либо для наработки трития и его последующего использования в плазменной части. В данной работе предпочтение было отдано второму варианту.

Из рис. 3 видно, что бланкетная часть состоит из трех типов областей: области размножения т.я.нейтронов, трансмутационной и периферийной. Область размножения т.я.нейтронов состоит из смеси свинца и лития, причем свинец предназначается для размножения жестких термоядерных нейтронов в (n,xn)-реакциях и для отвода тепла, а литий - для воспроизводства трития за счет поглощения нейтронов, диффундирующих в сторону первой стенки. Для ТТЯУ с dd-источником уже

$\Delta R(\text{см}):250$	50	2	15	2	4	2	2	20	20
Плазма 1,7%T+98,3%D	Вакуум	Сталь	99,2%Pb+0,8%Li	Зона трансмутации 1 35%Pd+10%Be+55%Pb	Be	Зона трансмутации 2 40%Pd+8%Be+52%Pb	Be	54,9%Pb+33,3%Li+ 11,7%Be	50%Be+50%Li

Рис. 3. Структура и составы зон цилиндрической модели ТТЯУ (для варианта с уменьшенной концентрацией трития в плазме)

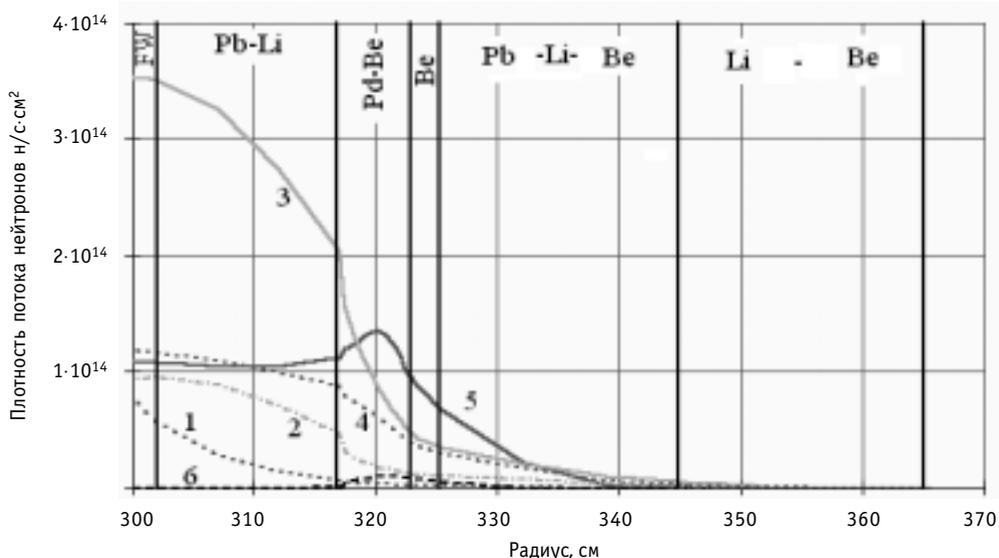


Рис. 4. Радиальные распределения плотности потока нейтронов для 6 энергетических групп: FW - первая стенка; 1-6 - номера групп с энергетическими интервалами: 10-14 МэВ (1 группа); 1-10 МэВ (2 группа); 0.1-1 МэВ (3 группа); 10-100 кэВ (4 группа); 5 эВ-10 кэВ (5 группа); ниже 5 эВ (6 группа)

нет необходимости иметь свинцовый размножитель, поскольку его присутствие только ослабляет поток термоядерных нейтронов с энергией 2.45 МэВ. В этом варианте трансмутационная область прилегает к первой стенке.

В периферийную область бланкета введен литий для наработки трития с последующим использованием в плазменной части.

Трансмутационная область включает в себя две зоны, содержащие элементный палладий и разделенные бериллиевой прослойкой. Трансмутационная область отделена от периферии бланкета отражателем из бериллия. Размеры и состав трансмутационных зон, толщина бериллиевой прослойки определялись отдельно для каждого рассматриваемого источника нейтронов. Объемная доля палладия в зоне трансмутации варьировалась в диапазоне 20-50%, а толщина бериллиевой прослойки - в диапазоне 2-5 см. На рис. 4 приведены радиальные распределения плотности потока нейтронов для шести энергетических групп в ТТЯУ с ddt-источником нейтронов. В области трансмутационной Pd-Be-зоны сформирована область с повышенной плотностью потока резонансных нейтронов.

Для рассмотренных источников т.я.нейтронов отношение концентраций трития и дейтерия n_t/n_d в плазме и отношение скоростей реакций R_{dt}/R_{dd} в зависимости от температуры и состава плазмы оценивались по формулам работы [7]. В то же время отношение R_{dt}/R_{dd} может быть определено из уравнения баланса реакций сжигания и образования трития соответственно в плазменной и бланкетной частях ТТЯУ:

$$R_{dt} - 0,5 * R_{dd} = \frac{1}{p_t} * (k_t^{14} * R_{dt} + 0,5 * k_t^{2,45} * R_{dd}), \quad (1)$$

где k_t^{14} , $k_t^{2,45}$ - коэффициенты накопления трития в бланкете в расчете на один термоядерный нейтрон с энергией 14 и 2.45 МэВ соответственно; p_t - коэффициент, учитывающий распад трития и его потери в топливном цикле (принято, что $p_t = 1.05$). Левая часть этого уравнения характеризует скорость сжигания трития в плазме (с учетом его образования в dd-реакции), а правая часть - скорость его

Физические параметры нейтронных источников

Тип плазмы	dt	ddt	dd
K_t^{14} ($E_n=14$ МэВ)	1.04	0.72	-
$K_t^{2,45}$ ($E_n=2,45$ МэВ)	0	0.43	-
n_t/n_d	1	0.017	0
R_{dt}/R_{dd}	106	2.24	0
$K^{dpa}, 10^{-21} \left[\frac{\left(\frac{снА}{с} \right)}{\left(\frac{н}{см^2 \cdot с} \right)} \right]$	$K_{dt}^{dpa}=8.38$	$K_{ddt}^{dpa}=7.80$	$K_{dd}^{dpa}=4.73$
$J^+, 10^{13} н/(см^2 \cdot с)$	4.50	4.86	7.97

наработки в бланкете с учетом распада и потерь в цикле. Совместное использование формул работы [7] и уравнения (1) позволило получить параметры плазмы и воспроизводства трития, приведенные в табл. 3.

Нейтронно-физические расчеты ТТЯУ проводились с помощью компьютерного кода SCALE 4.3 и библиотеки оцененных ядерных данных ENDF/B-5 [8]. Оценивался баланс нейтронных реакций, вычислялись усредненные одногрупповые микросечения и плотность потока нейтронов в зоне трансмутации. Эти параметры затем использовались для решения уравнений выгорания элементного палладия с целью определения его равновесного изотопного состава, скорости трансмутации и производительности ТТЯУ. Уравнения выгорания палладия соответствуют цепочке изотопных переходов, представленной на рис.1, и непрерывной модели трансмутации, при которой облучение палладия сопровождается постоянной очисткой от стабильных продуктов трансмутации и постоянной подпиткой элементным осколочным палладием.

Как известно, интенсивность источника термоядерных нейтронов в существенной мере определяется и лимитируется работоспособностью первой стенки. Первая стенка подвергается воздействию интенсивного потока быстрых нейтронов, заряженных частиц и фотонов, которые приводят к изменению физических свойств материала стенки и его распылению. Кроме того, первая стенка работает при высоких температурах и при воздействии значительных статических и циклически изменяющихся механических нагрузок. В данной работе сопоставление вариантов между собой производилось при условии одинаковой скорости набора повреждающей дозы, обусловленной только воздействием нейтронов на материал первой стенки (число смещений на атом (СНА) в единицу времени). В качестве базовой нейтронной нагрузки на первую стенку ТТЯУ была использована величина, принятая в проекте ITER и равная 1 МВт/м^2 , что соответствует току $4.5 \cdot 10^{13} \text{ н/(см}^2 \cdot \text{с)}$ термоядерных нейтронов с энергией $E_n=14$ МэВ. Для трех рассматриваемых вариантов ТТЯУ оценивались коэффициенты, характеризующие скорость набора СНА, K_{dt}^{dpa} ($E_n=14$ МэВ) и K_{dd}^{dpa} ($E_n=2,45$ МэВ) для материала первой стенки (нержавеющая сталь SS316LN). Эти коэффициенты были определены как скорость набора СНА в расчете на единицу плотности тока т.я.нейтронов через первую стенку. Нейтронные микросечения для расчета повреждающей дозы были приняты в соответствии с работой [9]. Результаты расчета приведены в табл. 3. Для ТТЯУ с ddt-источником нейтронов коэффициент, характеризующий скорость набора СНА, был оценен в соответствии со спектром источника т.я.нейтронов по следующей формуле:

$$K_{ddp}^{dpa} \equiv \frac{K_{dt}^{dpa} * R_{dt} + K_{dd}^{dpa} * 0,5 * R_{dd}}{R_{dt} + 0,5 * R_{dd}}.$$

Из табл. 3 видно, что коэффициенты, характеризующие скорость набора СНА для ТТЯУ с ddt- и dd-источниками меньше, чем для ТТЯУ с dt-источником. Это связано с более мягким спектром нейтронов, генерируемых первыми двумя источниками. В рамках нашего рассмотрения это означает, что ток термоядерных нейтронов через первую стенку для ТТЯУ с ddt- и dd-источниками может быть увеличен по сравнению с dt-источником. Для этих двух вариантов ТТЯУ значения тока т.я. нейтронов через первую стенку J^+ определялись из совместного решения уравнения (1) для соотношения скоростей реакций R_{dt} и R_{dd} в плазме и условия сохранения скорости набора СНА для материала первой стенки:

$$K_{dt}^{dpa} * R_{dt} + K_{dd}^{dpa} * 0,5 * R_{dd} = K_{dt}^{dpa} * R_{dt}^{ITER}.$$

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Некоторые результаты нейтронно-физического расчета процессов в бланкете для трех типов ТТЯУ приведены в табл. 4.

Можно видеть, что ТТЯУ с dt-источником характеризуется наибольшим выходом нейтронов (с учетом размножения) в расчете на одну реакцию синтеза по сравнению с двумя другими источниками. Однако для анализа важным является учет величины тока т.я. нейтронов через единичную поверхность первой стенки - J^+ (см. табл.3). Такой подход (т.е. в расчете на единицу поверхности первой стенки - FW) позволяет сопоставлять варианты ТТЯУ при одинаковых размерах плазменной камеры и бланкета.

Из табл.4 видно, что вариант с ddt-источником является предпочтительным по расходу нейтронов на трансмутацию в расчете на один т.я.нейтрон (поглощение в палладии 0.7 нейтрона). Это связано с тем, что вариант с dt-источником (поглощение в палладии 0.5 нейтрона) страдает необходимостью повышенного расхода нейтронов на воспроизводство трития, а в варианте с dd-источником (поглощение в палладии 0.56 нейтрона) отсутствует канал размножения т.я. нейтронов.

Таблица 4

Нейтронно-физические процессы в бланкете ТТЯУ

Тип источника	Выход нейтронов: т.я.нейтр.+ (n,2n)-размножение (в расчете на одну реакцию синтеза)	Поглощение в литии (в расчете на одну реакцию синтеза)	Поглощение в палладии (в расчете на одну реакцию синтеза)	Поглощение в палладии (в расчете на один т.я.нейтр.)	Поглощение в палладии в расчете на ед.пов.FW (отн. ед.)
dt	1+0.69	1.04	0.50	0.5	1
ddt	0.764+0.362	0.48	0.54	0.7	1.5
dd*	0.5 + 0	0.18	0.28	0.56	1.95

*Здесь имеется в виду dd-синтез, причем тритий, нарабатываемый в бланкетной части и в плазме, в расчет не принимается

В ТТЯУ с dd-источником нейтроны, уходящие из зоны трансмутации, поглощались литием, что приводило к наработке трития, который в настоящем рассмотрении не учитывался. Эти нейтроны могут быть использованы для трансмутации ^{129}I и ^{99}Tc .

Расчеты показали также, что непроизводительные потери нейтронов в материале первой стенки не превышают 10% от генерируемых нейтронов.

Таблица 5

Микросечения изотопов и плотность потока нейтронов в ТЯУ с ddt-источником

$\sigma(n,\gamma)$, барн	ТЯУ с ddt-источником	
	1 зона	2 зона
^{104}Pd	0.573	0.87
^{105}Pd	1.69	2.86
^{106}Pd	0.36	0.5
^{107}Pd	1.72	2.94
^{108}Pd	0.58	1.09
^{110}Pd	0.35	0.54
^{109}Ag	8.49	20.91
$\phi, 10^{14} \text{ н}/(\text{см}^2 \cdot \text{сек})$	3.93	2.16

В табл. 5 приводятся одноступенчатые микросечения (n,γ) -реакций изотопов палладия, продукта трансмутации ^{109}Ag , а также плотности потока нейтронов, полученные в нейтронно-физических расчетах двух трансмутационных зон ТЯУ с ddt-источником. Остальные варианты ТЯУ характеризуются сходными нейтронными характеристиками трансмутационных зон. Как видно из табл. 5, микросечения ^{105}Pd и ^{107}Pd практически совпадают в обеих зонах. Это означает, что ^{105}Pd и ^{107}Pd будут

Таблица 6

Среднее время жизни изотопов, $1/(\sigma(n,\gamma)\cdot\phi)$, год

Изотоп	dt-источник		ddt-источник		dd-источник	
	1 зона	2 зона	1 зона	2 зона	1 зона	2 зона
^{104}Pd	115	150	141	168	122.7	161.5
^{105}Pd	38.3	45.2	47.8	51.5	39.9	46.6
^{106}Pd	191	271	227	296	200.9	300
^{107}Pd	38.7	46.7	47	50	40.4	47.9
^{108}Pd	69.1	70	138	70.7	89.6	81.7
^{110}Pd	201	272	233	270	216.2	283.4
^{109}Ag	6.9	6.2	9.5	7	5.7	6

Таблица 7

Равновесный изотопный состав палладия для ТЯУ с ddt-источником

	ddt-источник		Состав подпитки
	1 зона	2 зона	
^{104}Pd	0,0579	0,0622	0,1548
^{105}Pd	0,0541	0,0517	0,2744
^{106}Pd	0,407	0,4654	0,2335
^{107}Pd	0,1085	0,1008	0,1907
^{108}Pd	0,3563	0,3031	0,1209
^{110}Pd	0,0161	0,0166	0,0257

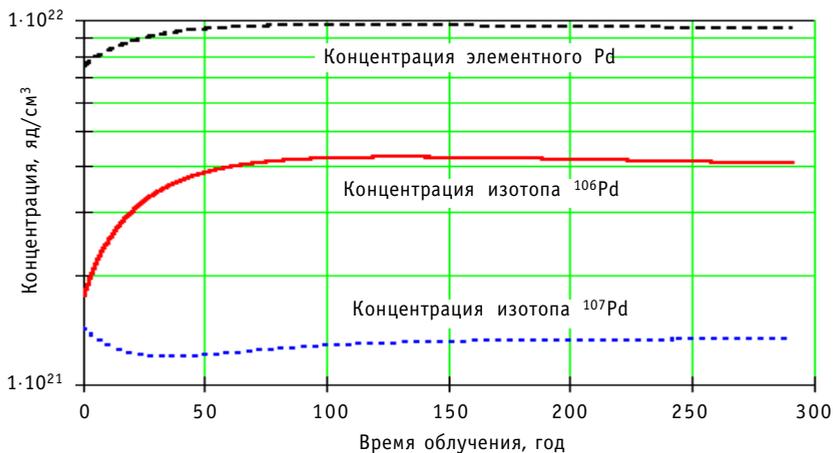


Рис. 5. Временное поведение концентраций основных изотопов палладия в бланкете ТТЯУ с ddt-источником (первая трансмутационная зона)

иметь близкую скорость трансмутации, но для свежего состава палладия (табл.1) доля ^{105}Pd в поглощении нейтронов будет значительно больше.

Необходимо заметить, что поскольку ^{109}Ag имеет большее сечение поглощения по сравнению с ^{107}Pd , длительное облучение может приводить к потере нейтронов в ^{109}Ag . Режим непрерывной очистки и подпитки свободен от этого недостатка.

Далее были определены средние времена жизни всех изотопов палладия и продукта трансмутации ^{109}Ag в нейтронном поле. Результаты приведены в табл. 6.

Из табл. 6 видно, что для всех источников трансмутационные зоны характеризуются средним временем жизни ^{107}Pd около 50 лет.

После нейтронно-физического расчета решалась система уравнений для изотопных переходов.

На рис. 5 представлен график, определяющий характер выхода на режим равновесной трансмутации для элементарного палладия и двух его изотопов ^{106}Pd и ^{107}Pd для бланкета ТТЯУ с ddt-источником нейтронов в первой трансмутационной зоне. Как видно из представленных зависимостей, выход на равновесную трансмутацию ^{107}Pd замедляется из-за медленного выхода на равновесие ^{106}Pd . Из табл. 6 видно также, что предшественники ^{107}Pd имеют разные времена жизни в разных трансмутационных зонах, поэтому разными могут быть и времена выхода на равновесный режим трансмутации.

В табл. 7 приведены равновесные изотопные составы палладия (Pd-вектор) в двух трансмутационных зонах бланкета ТТЯУ с ddt-источником и Pd-вектор в отработанном топливе ядерных реакторов. Другие рассмотренные трансмутационные зоны характеризуются сходными равновесными Pd-векторами. Видно, что равновесные Pd-векторы существенно отличаются от Pd-вектора подпитки. Видно также, что равновесные Pd-векторы смещаются в сторону стабильных мало поглощающих изотопов ^{106}Pd и ^{108}Pd , что может приводить к замедлению темпа трансмутации в бланкете.

Время выхода на равновесный режим трансмутации можно уменьшить, если в ТТЯУ загружать элементарный палладий с изотопным составом, близким к равновесному. Для этого можно осколочный палладий, в составе которого только ^{105}Pd имеет относительно большое сечение захвата тепловых нейтронов (~ 60 барн), предварительно облучить, например, в экране быстрого реактора или электроядерной установки и таким образом сформировать изотопный состав палладия, достаточно близкий к равновесному.

Параметры равновесного режима трансмутации в ТТЯУ в расчете на 1 и на 1000 м²

Тип установки	На 1 м ² первой стенки			На 1000 м ² первой стенки		
	dt	ddt	dd	dt	ddt	dd
Равновесная загрузка Pd, т	0.0877	0.1967	0.2016	87.7	196.7	201.6
Парк обслуживаемых урановых LWR, ГВт (эл.)	0.0112	0.0160	0.0205	11.2	16	20.5
Скорость трансмутации элементного Pd, кг/год	0.3373	0.4804	0.6155	337.3	480.4	615.5
Скорость трансмутации ¹⁰⁷ Pd, кг/год	0.0643	0.0917	0.1173	64.3	91.7	117.3
Скорость наработки ¹⁰⁹ Ag, кг/год	0.3286	0.4677	0.5997	328.6	467.7	599.7

Из табл. 7 можно также заключить, что в режиме равновесной трансмутации доля ¹⁰⁵Pd в поглощении нейтронов меньше, чем при трансмутации состава подпитки. Это позволяет увеличить общую загрузку палладия в бланкет ТТЯУ. Так, например, из графика на рис. 5 видно, что равновесная загрузка увеличена по сравнению с начальной примерно в 1.5 раза.

В табл. 8 приведены параметры равновесного режима трансмутации элементного палладия в расчете на 1 м² первой стенки ТТЯУ, а также и в расчете на площадь поверхности первой стенки 1000 м², т.е. такой, как в проекте установки ITER. При этом варианты были выравнены по скорости набора повреждающей дозы материалом первой стенки. Видно, что парк реакторов, обслуживаемых такой ТТЯУ, в существенной мере определяется как ее плазменной частью (нейтронный источник), так и соответствующей структурой бланкета. Причем при переходе от использования равнокомпонентной dt-плазмы к плазме с пониженным содержанием трития в ней производительность ТТЯУ по трансмутации палладия существенно возрастает.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Рассмотрено формирование структуры бланкета для трансмутации осколочно-го палладия применительно к трем вариантам ТТЯУ: с равнокомпонентной dt-плазмой, с уменьшенной концентрацией трития в плазме и с dd-синтезом. Указанные варианты различаются спектром генерируемых термоядерных нейтронов.

В бланкетной части ТТЯУ сформирована область с повышенной плотностью потока резонансных нейтронов, в которой осуществляется трансмутация палладия со скоростью, соответствующей среднему времени жизни долгоживущего изотопа ¹⁰⁷Pd около 50 лет. Нейтроны, диффундирующие из этой области на периферию бланкета, а также к первой стенке, полезно используются для наработки трития и поддержания dt-реакции в плазме.

Бланкет ТТЯУ с dt-источником (коэффициент накопления трития - 1.05) характеризуется меньшей производительностью по трансмутации палладия, т.к. большая часть нейтронов используется для наработки трития. Повышение производительности трансмутации палладия может быть достигнуто за счет уменьшения содержания трития в составе плазмы (правда, ценой увеличения температуры зажигания плазмы) при соответствующем уменьшении содержания трития в топливном цикле.

Показано, что одна ТТЯУ с площадью поверхности плазменной камеры, такой же, как у ITER, способна будет обслуживать (в смысле трансмутации осколочного палладия) парк урановых энергетических LWR мощностью 11.2, 16 и 20.5 ГВт (эл.) для ТТЯУ с dt-, ddt- и dd-источниками соответственно. Для варианта ТТЯУ с ddt-источником термоядерная мощность составит 4% от суммарной мощности обслуживаемых урановых LWR.

Литература

1. *Salvatores M., Slessarev I., Tchistiakov A.* The Transmutation of Long-Lived Fission Products by Neutron Irradiation // Nuclear Science and Engineering. - 1998. - V. 130. - P. 309-319.
2. *Kobayashi K., Kawashima K., et al.* Applicability Evaluation to a MOX Fueled Fast Breeder Reactor for a Self-Consistent Nuclear Energy System: Proc. Second Intern. Symp. GENES-2 (October 29-November, 1, 1996, Tsuruga, Japan) // Progress in Nuclear Energy. - 1998. - V. 32. - №?. - P. 681-688.
3. *Saito M., Chmelev A., et al.* Contribution of External Nuclear Sources in Excess Neutron Generation for SCNES: Proc. Second Intern. Symp. GENES-2 (October 29-November, 1, 1996, Tsuruga, Japan) // Progress in Nuclear Energy. - 1998. - V. 32. - №?. - P. 697-705.
4. JEF-PC - A personal computer program for displaying nuclear data from the Joint Evaluated File library. User manual, version 2.0. - NEA/OECD, 1997.
5. *Benedict M., Pigford T.H., Levi H.W.* Nuclear Chemical Engineering - McGraw-Hill Companies, Second Edition, 1981. - P.359-362.
6. *Синцов А.Е.* Физические особенности формирования структуры высокопоточных бланкетов для обезвреживания долгоживущих отходов. Научная сессия МИФИ-2000: Сб. научн. тр. Москва-2000, Т.8. - С.968.
7. *Арцимович Л.А.* Управляемые термоядерные реакции. - М.: Физматлит, 1961.
8. SCALE: A Modular Code System for Performing Standardized Computer Analyses for Licensing Evaluation. NUREG/CR-0200, ORNL/NUREG/CSD-2/R5, Oak Ridge, January 1997.
9. *Авраменко В.И., Конобеев Ю.В., Строкова А.М.* Нейтронные сечения для расчета повреждающей дозы в реакторных материалах // Атомная энергия. - 1984. - Т.56. - Вып. 3. - С. 139-141.

Поступила в редакцию 21.08.2000

ВЫЖИГАНИЕ ТРАНСУРАНОВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ В ЖЕСТКОМ СПЕКТРЕ НЕЙТРОНОВ

Г.Л.Хорасанов, А.И.Блохин, В.В.Синица

ГНЦ РФ – Физико-энергетический институт им. А.И.Лейпунского, г. Обнинск



На основе константного обеспечения БНАБ-93 (АВВН-93) и библиотек оцененных ядерных данных BROND-2, ENDF/B-VI, JEF-2 и Jendl-3 рассчитаны коэффициенты размножения нейтронов при делении трансурановых элементов - нептуния, плутония, америция и кюрия - в различных спектрах нейтронов. Приведены ядерные характеристики трансуранов в спектре нейтронов деления и в расчетном спектре нейтронов активной зоны быстрого реактора со свинцовым теплоносителем. Показано, что в спектре нейтронов деления большинство изотопов трансуранов являются хорошо делящимися ядрами с коэффициентами размножения нейтронов $K \geq 1$. В спектре нейтронов активной зоны РБН ряд изотопов плутония сохраняет свои свойства размножения нейтронов на уровне $K \geq 1$, в то время как младшие актиниды – нептуний и америций - характеризуются существенно более низкими коэффициентами размножения нейтронов $K \ll 1$. Отмечена возможность использования ядерных взрывных технологий для выжигания нептуния и америция в спектре нейтронов деления.

ВВЕДЕНИЕ

Атомная энергетика, обладая рядом преимуществ перед другими видами производства энергии, имеет один существенный недостаток - при ее длительном функционировании нарабатываются долгоживущие радиоизотопы трансурановых элементов (ТУЭ) - нептуния, плутония, америция и кюрия. Нормы радиационной безопасности устанавливают наиболее жесткий регламент на контакты с этими веществами - согласно НРБ-96 допустимая удельная активность ТУЭ не должна превышать 10^4 Бк/кг, что связано с высокой радиотоксичностью их альфа-излучения. Количество уже наработанных в масштабе мировой атомной энергетики альфа-активных ТУЭ исчисляется сотнями и тысячами тонн, что обусловлено большим парком действующих АЭС и длительным сроком их функционирования. Между тем, стратегия обращения с отработавшим ядерным топливом еще полностью не определена. Если в отношении энергетического плутония имеется некоторый положительный опыт обращения с ним, заключающийся в сжигании в АЭС смешанного уран-плутониевого топлива, то для остальных ТУЭ промышленная технология их извлечения и переработки в твэлы практически отсутствует.

Следует также отметить, что до последнего времени отсутствовало надежное обеспечение расчетов ядерными константами, которые необходимы для выработки стратегии выжигания или трансмутации ТУЭ. Достаточно указать на то, что в

© Г.Л.Хорасанов, А.И.Блохин, В.В.Синица, 2000

опубликованном справочнике групповых констант БНАБ-78 [1] приводятся данные лишь для двух изотопов ТУЭ - Pu-239 и Pu-240. В новой версии групповых констант БНАБ-93 [2] сведения об изотопах ТУЭ существенно расширены, что позволяет более уверенно наметить и анализировать возможные пути ликвидации наиболее опасных изотопов Np, Pu, Am и Cm.

Цель настоящего сообщения - на основе групповых констант БНАБ-93 оценить возможности расщепления ядер ТУЭ в жестких спектрах нейтронов и на этой основе проанализировать перспективы выжигания младших актинидов - Np, Am и Cm.

МЕТОД РАСЧЕТА

Решалась задача нахождения коэффициента размножения мгновенных нейтронов на один акт деления в условиях действующего спектра нейтронов. При этом единственным механизмом гибели нейтрона принимался его захват ядром, сопровождающийся либо гамма-излучением, либо делением ядра с испусканием ν мгновенных нейтронов. Следуя работе [3], можно полагать, что величина

$$\bar{\alpha} = \sum_g \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_f} \right)_g f(E_g), \quad (1)$$

где g - номер энергетической группы, σ_c и σ_f - сечения радиационного захвата и деления соответственно, $f(E_g)$ - групповой спектр нейтронов деления, определяет среднее отношение поглощения нейтронов процессами захвата и деления, а величина

$$K = \frac{\bar{\nu}}{1 + \bar{\alpha}} \quad (2)$$

соответствует коэффициенту размножения нейтронов на один акт деления. В выражении (2) величина

$$\bar{\nu} = \sum_g \nu_g f(E_g) \quad (3)$$

является средним числом мгновенных нейтронов на один акт деления.

В качестве наиболее жесткого спектра был рассмотрен спектр нейтронов деления, групповая форма которого приведена в работе [1]. Константы σ_c , σ_f и ν заимствовались из новой системы групповых констант БНАБ-93, разработанной в ГНЦ РФ-ФЭИ [2]. Усреднение величин α и ν проводилось в пределах 14-ти энергетических групп, $g=0 \div 13$, для которых $f(E_g) \neq 0$. Расчеты проведены для следующих нуклидов: урана U-235, -238, нептуния Np-237, плутония Pu-238, Pu-239, -240, -241, -242, америция Am-241, -243 и кюрия Cm-242, -244, -246, -248.

С целью определения коэффициентов размножения при делении ТУЭ в спектре нейтронов РБН были проведены расчеты, аналогичные выше приведенным, но отличающиеся от них тем, что спектр нейтронов деления был замещен на стандартный спектр нейтронов, действующий в активной зоне (АЗ) быстрого реактора. Для сравнения был выбран расчетный спектр нейтронов АЗ РБН со свинцовым теплоносителем. На рис.1 приведены спектры нейтронов деления и нейтронов АЗ РБН.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Результаты выполненных расчетов приведены в табл.1, в которой наиболее известные изотопы урана и трансуранов перечислены в порядке убывания величины коэффициента размножения нейтронов на один акт деления. Рассмотренные нуклиды условно можно разбить на четыре группы.

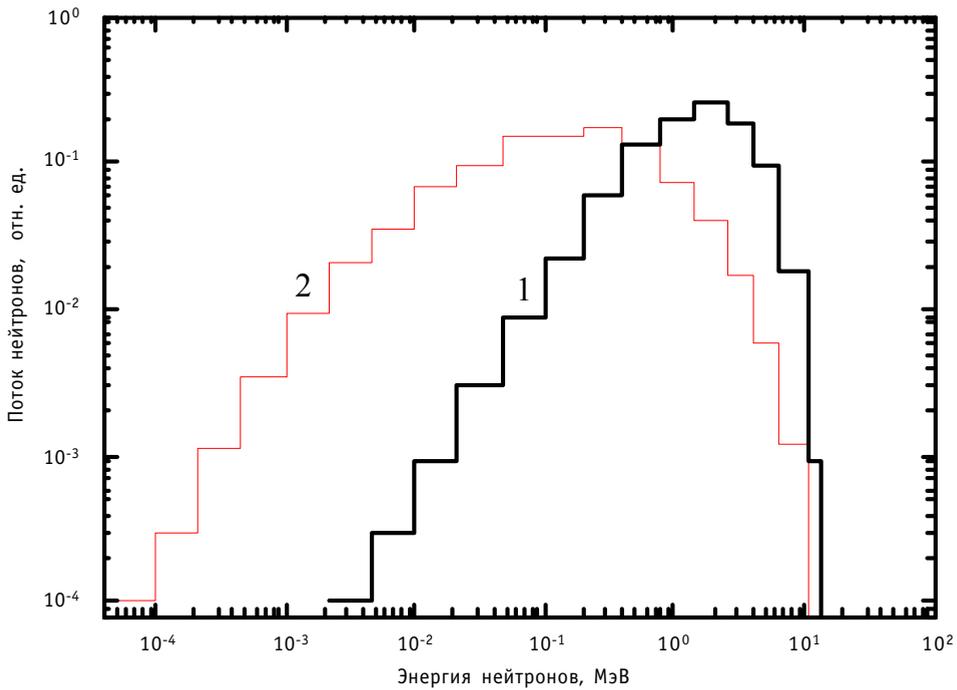


Рис.1. Спектры нейтронов деления (1) и нейтронов активной зоны РБН со свинцовым теплоносителем (2)

Таблица 1

Ядерные характеристики изотопов урана и трансуранов, усредненные по спектру нейтронов деления

Нуклид	Коэффициент размножения нейтронов				
	ABBN-93	BROND-2	ENDF/B-VI	JEF-2	Jendl-3
Cm-242	3.24621	3.14970	1.45172	3.18454	3.24727
Pu-241	3.08349	3.08928	3.02882	2.82128	3.00457
Pu-239	3.04998	3.03997	3.08220	3.03031	3.04988
Pu-238	2.99277	2.92354	2.86231	3.18510	2.95095
Cm-246	2.47907		0.38123	0.38123	2.56148
U-235	2.46280	2.47356	2.46273	2.45492	2.43418
Cm-244		2.05346	2.14511	2.35853	2.27251
Cm-248	2.42919		2.97279	2.97279	2.59760
Pu-240	2.37716	2.42817	2.35240	2.25599	2.24415
Pu-242	1.27237	2.41149	1.57361	1.52313	1.54149
Np-237	0.76978	0.75066	0.59875	0.58049	0.85192
Am-241	0.57113	0.53582	0.52247	0.44695	0.59493
Am-243	0.95606	0.42117	0.47491	0.24284	0.34344
U-238	0.02882	0.00056	0.00005	0.00005	0.00005

К первой группе можно отнести нуклиды с коэффициентом размножения нейтронов $K > 3$. Это короткоживущий изотоп кюрия Cm-242 (162.94 дня) и изотопы плутония: Pu-241 (14.34 лет), Pu-239 ($2.411 \cdot 10^4$ лет) и Pu-238 (87.74 лет). Последние находят применение в известных оружейных устройствах с неуправляемой цепной реакцией деления.

Вторую группу, характеризуемую величиной $K \approx 2.4-2.5$, образуют делящиеся материалы, используемые в управляемых энергетических реакторах. К ним относятся, в первую очередь, изотоп урана U-235, изотоп плутония Pu-240, а также изотопы кюрия Cm-244 ($T_{1/2} = 18.11$ лет), Cm-246 ($T_{1/2} = 4.73 \cdot 10^3$ лет) и Cm-248 ($T_{1/2} = 3.51 \cdot 10^5$ лет), нарабатываемые в малых количествах на тепловых АЭС.

Третью группу делящихся материалов составляют младшие актиниды (МА): изотоп нептуния Np-237 и два изотопа америция Am-241 и Am-243, характеризующиеся коэффициентом размножения нейтронов $K \approx 0.6-1.0$. Эти изотопы МА представляют собой наибольшую экологическую опасность, поскольку они сравнительно хуже делятся, являются высокотоксичными долгоживущими нуклидами со временами периода полураспада от 432.2 лет для Am-241 до $2.14 \cdot 10^6$ лет для Np-237, а их количество, нарабатываемое в единичном энергетическом реакторе, составляет до 50-100 кг/год. К этой же группе можно отнести и изотоп плутония Pu-242 с коэффициентом размножения $K \approx 1.3$.

Табл. 1 замыкает изотоп урана U-238, который делится с сечением $\sigma_f > 40$ мбарн в интервале первых номеров энергетических групп, от $g = -1$ до $g = 5$. При $g > 5$ его сечение радиационного захвата нейтрона σ_c намного превосходит сечение деления σ_f , в результате чего усредненный по спектру деления коэффициент размножения нейтронов падает до величины $K \approx 0.03$.

В табл.2 приводятся результаты выполненных расчетов коэффициентов размножения нейтронов для урана и трансуранов в условиях стандартного спектра

Таблица 2

Усредненные по спектру нейтронов АЗ РБН коэффициенты размножения нейтронов при делении ядер урана и трансуранов

Нуклид	Коэффициент размножения нейтронов				
	ABBN-93	BROND-2	ENDF/B-VI	JEF-2	Jendl-3
Pu-241	2.6604	2.6609	2.6442	2.4781	2.5810
Pu-239	2.4375	2.4084	2.4508	2.4282	2.4371
U-235	2.0155	2.0162	2.0153	2.0212	1.9797
Pu-238	1.9143	2.0397	1.7035	2.9459	1.8058
Cm-242	1.4689	1.6161		0.9142	1.5143
Pu-240	0.5810	0.7254	0.5175	0.4802	0.4641
Cm-244		0.4703	0.3089	0.4168	0.4267
Cm-246	0.3921		0.0193	0.0193	0.5091
Cm-248	0.3585		0.5377	0.5377	0.5748
Pu-242	0.0787	1.1755	0.1156	0.0928	0.0894
Np-237	0.0316	0.0459	0.0254	0.0241	0.0540
Am-241	0.0541	0.0435	0.0452	0.0404	0.0467
Am-243	0.0085	0.0353	0.0383	0.0142	0.0238
U-238	0.0050	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001

АЗ РБН. Из нее следует, что в спектре РБН нуклиды U-235, Pu-241, -239, -238, Cm-242 делятся достаточно хорошо ($K > 1$). Что касается Pu-242, Np-237, Am-241, -243, то их коэффициенты размножения нейтронов в спектре РБН в 10-100 раз меньше, нежели в спектре нейтронов деления. Это указывает на низкую эффективность выжигания МА в стандартных спектрах РБН. Некоторое увеличение эффективности выжигания нептуния и америция, в пределах 20-30%, можно получить за счет ужесточения спектра нейтронов РБН известными способами [4] или подбором специального слабозамедляющего свинцового теплоносителя, обогащенного изотопом свинца Pb-208 [5], однако этих мер может оказаться недостаточно для приближения вплотную к спектру нейтронов деления.

Достаточно высокие коэффициенты размножения нейтронов, присущие МА в спектре нейтронов деления, $K \approx 0.6-1.0$, дают основание для рассмотрения возможности использования ядерных взрывных технологий для выжигания МА. Как известно, с 1988 г. в мире не используются ядерные взрывные технологии для мирных целей [6]. Договор о всеобъемлющем запрещении ядерных испытаний был одобрен Генеральной ассамблеей ООН в 1996 г. Вместе с тем договор окончательно не перечеркивает вопрос об использовании мирных ядерных взрывных технологий. С учетом новых научно-технических достижений и на основе консенсуса государств-участников соглашения договор позволяет рассматривать возможность получения разрешения на проведение подземных ядерных взрывов в мирных целях. В этом случае мировое сообщество могло бы получить способ уничтожения долгоживущих делящихся отходов ядерной энергетики, альтернативный глубокому захоронению радиоактивных отходов или их выжиганию в дорогостоящих усложненно-управляемых комплексах.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

- На основе константного обеспечения БНАБ-93 и библиотек оцененных ядерных данных BROND-2, ENDF/B-VI, JEF-2 и Jendl-3 рассчитаны коэффициенты размножения нейтронов при делении трансурановых элементов - нептуния, плутония, америция и кюрия - в различных спектрах нейтронов. Приведены ядерные характеристики трансуранов в спектре нейтронов деления и в расчетном спектре нейтронов активной зоны быстрого реактора со свинцовым теплоносителем.

- Показано, что в спектре нейтронов деления большинство изотопов трансуранов являются хорошо делящимися ядрами с коэффициентами размножения нейтронов $K \geq 1$.

- В спектре нейтронов активной зоны РБН со свинцовым теплоносителем изотопы плутония Pu-241, -239, -238 сохраняют свои свойства умножения нейтронов на уровне $K > 1$, в то время как младшие актиниды - Np-237, Am-241, -243, а также изотоп плутония Pu-242 - характеризуются существенно более низкими коэффициентами размножения нейтронов $K \ll 1$.

- Отмечена возможность использования ядерных взрывных технологий для выжигания нептуния и америция в спектре нейтронов деления.

Литература

1. *Абагян Л.П., Базаянц Н.О., Николаев М.Н., Цибуля А.М.* Групповые константы для расчета реакторов и защиты. - М: Энергоиздат, 1981. - 232 с.
2. *Мантуров Г.Н., Николаев М.Н., Цибуля А.М.* Система групповых констант БНАБ-93. Ч.1. // ВАНТ, Сер. Ядерные константы. - 1996. - Вып.1. - С. 59-98.
3. *Дмитриевский В.П., Сергеева Н.В.* Уран-238 как источник получения энергии электроядерным методом. // Краткие сообщения ОИЯИ. - 1999. - №5,6. - С. 85-91.
4. *Павленко С.С., Усынина С.Г., Чирков В.А.* Влияние действующего спектра нейтронов в РБН на утилизацию плутония в безурановых твэлах // Известия вузов. Ядерная энергетика. - 1997. - №2. - С. 67-70.
5. *Хорасанов Г.Л., Иванов А.П., Коробейников В.В., Блохин А.И., Шимкевич А.Л.* Свинцовый теплоноситель для быстрого реактора-выжигателя с жестким спектром нейтронов // Известия вузов. Ядерная энергетика. - 1999. - №1. - С. 80-84.
6. *Битков В., Левченко Н.* Есть ли будущее у ядерных взрывных технологий? Бюллетень ЦОИ. - М.: ЦНИИАтоминформ. - 2000. - №1. - С.8-14.

Поступила в редакцию 22.08.2000

О ЗНАЧИМОСТИ ПРИНЦИПА РАДИАЦИОННОЙ ЭКВИВАЛЕНТНОСТИ МЕЖДУ ДОБЫВАЕМОМ УРАНОМ И ЗАХОРАНИВАЕМЫМИ РАДИОАКТИВНЫМИ ОТХОДАМИ

А.Н. Шмелев

*Московский государственный инженерно-физический институт
(технический университет), г. Москва*



Обсуждается вопрос важности учета принципа радиационной эквивалентности (РЭ) добываемого из недр урана и захораниваемыми радиоактивными отходами (РАО) в построении стратегии топливного цикла ядерной энергетики. Приводятся соображения, указывающие на то, что даже для крупномасштабной ядерной энергетики длительного функционирования роль этого принципа может оказаться незначительной.

ВВЕДЕНИЕ

В последние годы в ряде публикаций, посвященных рассмотрению сценариев будущей крупномасштабной ядерной энергетики и ее топливного цикла [1-3], обсуждается принцип радиационной эквивалентности (а также его модификация - принцип радиационно-миграционной эквивалентности) между добываемым из недр ураном и захораниваемыми радиоактивными отходами. При этом утверждается, что организация топливного цикла, в котором реализуется этот принцип, обеспечит сохранение экологического равновесия, что важно как с точки зрения собственно баланса активности, так и притяжения ядерной энерготехнологии обществом. Рассматривается также применение этого принципа и к условиям ядерной энергетики России [3,4].

Вопрос об опасности долгоживущих РАО не нов. Еще в конце 80-х гг. в США была сформирована программа CURE (**C**lean **U**se of **R**eactor **E**nergy), где формулировалась задача об уменьшении радиотоксичности РАО, в частности путем их трансмутации в ядерных реакторах [5]. В этой программе в качестве **меры** их относительной опасности рассматривалась радиотоксичность извлекаемого из недр урана (при этом принималась во внимание также и миграционная способность захораниваемых радионуклидов), но в то же время еще не выдвигалось условие достаточности снижения опасности РАО до уровня добытого урана, как это теперь сформулировано в виде принципа радиационной эквивалентности [1-4].

Однако при внимательном рассмотрении как самого принципа, так и путей его реализации возникает ряд вопросов, на которые, к сожалению, в соответствующую

щих публикациях не дается ответов. А это, в свою очередь, порождает сомнение в самой значимости принципа.

ТОЛКОВАНИЕ ПРИНЦИПА РАДИАЦИОННОЙ ЭКВИВАЛЕНТНОСТИ

Как подчеркивается в работе [1], безопасность захоронения большого количества радиоактивных отходов на десятки тысяч и миллионы лет вызывает справедливые сомнения, связанные со степенью надежности столь долговременных геологических и особенно «исторических» прогнозов. Авторы утверждают, что сомнения могут быть преодолены, если удастся обеспечить баланс между радиационной опасностью захораниваемых радиоактивных отходов и урана, извлекаемого из земли (радиационно-эквивалентное захоронение РАО), что и принимается в качестве требования к ядерной технологии. При этом в топливном цикле должны быть определенным образом сформированы потоки сжигаемых материалов с достаточно низкими технологическими потерями. Радиоактивным отходам после выдержки несколько сотен лет придают минералоподобную или другую физико-химическую форму, устойчивую к миграции в грунте. Затем захоранивают их в естественно-радиоактивных геологических формациях, остающихся после добычи урана, в количествах, эквивалентных по радиационной и биологической опасности извлеченному урану.

Таким образом, если в основу подхода к построению сценариев будущей крупномасштабной ядерной энергетики и ее топливного цикла будет положен принцип радиационной эквивалентности, то это означает, что постулируется его достаточность для решения проблемы долгоживущих РАО. Иными словами, речь идет о могильниках РАО в местах, из которых извлечен уран и которые определяют топливную базу ядерной энергетики.

О ТОПЛИВНОЙ БАЗЕ КРУПНОМАСШТАБНОЙ ЯДЕРНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ

Крупномасштабная ядерная энергетика (ЯЭ) нашей планеты мыслится на уровне ~ 5000 ГВт (эл) (что более, чем на порядок превышает мировую ядерную энергетику конца XX в.), и по мысли авторов принципа РЭ она должна базироваться на быстрых реакторах, сжигающих уран практически полностью (конечно, с учетом потерь в топливном цикле). Это значит, что ЯЭ будет расходовать $(7-10) \times 10^3$ т природного урана ежегодно. Как известно, в богатых природных месторождениях нашей планеты содержится около 10^7 т урана. Из сопоставления запасов дешевого урана богатых месторождений и его ежегодного расхода можно заключить, что этого урана хватит более, чем на тысячу лет для такой крупномасштабной ЯЭ. Этот вывод представляется принципиально важным для реализации в будущем принципа РЭ. Ведь даже такая крупномасштабная ЯЭ, по-существу, очень долгое время может базироваться на уране (включая и отвальный уран) из крупных богатых месторождений, которых на планете не так уж и много. Поэтому при реализации принципа РЭ придется поместить именно в районы этих месторождений столько же эквивалентной радиоактивности, сколько было изъято.

ГЛОБАЛЬНЫЙ И ЛОКАЛЬНЫЙ АСПЕКТЫ ПРИНЦИПА РЭ

Глобальный аспект. Принцип РЭ требует сохранения равновесия по эквивалентной радиоактивности. Если рассматривать глобальный аспект, то такое требование выглядит по меньшей мере странным. Даже, если будет сожжен весь уран из богатых месторождений нашей планеты (на что потребовалось бы около тысячи лет), то это составит около 5×10^6 т продуктов деления. После их выдержки в

течение нескольких сотен лет [1] их эквивалентная радиоактивность сравнивается с таковой изъятго урана. Если учесть, что урана в морской воде около 4×10^9 т, а в земной коре $\sim 10^{14}$ т, то окажется, что эквивалентная радиоактивность 5×10^6 т продуктов деления (а с учетом соответствующей выдержки это то же самое, что радиоактивность такого же количества урана) составит исчезающе малую величину по отношению к общепланетарной активности [6]. Если же учесть, что общепланетарная активность не исчерпывается ураном (есть еще торий, калий и др.), то значимость такого требования выглядит сомнительной.

Локальный аспект. Принцип РЭ требует вернуть эквивалентную радиоактивность в то же место и приблизительно столько же, сколько было ее изъято при добыче урана. Однако поскольку богатых месторождений природного урана, из которых он изымался, не так уж много, то реализация этого принципа выглядит весьма туманной. Поясним это на простом примере.

Япония сжигает уран, добытый в Австралии, Африке и, возможно, в Канаде. В соответствии с этим принципом продукты деления в виде РАО (после выдержки) Япония должна будет возвращать обратно. При этом возникают, по меньшей мере, два вопроса: а) испытывают ли страны-экспортеры какие-либо неудобства из-за того, что радиоактивности, связанной с проданным ураном, им не хватает; б) готовы ли они принимать японские РАО (пусть даже и после нескольких сотен лет выдержки) обратно для их окончательного захоронения в разработанные месторождения. Имеются большие сомнения в том, что удастся получить положительные ответы на эти вопросы.

Правда, можно возразить, что это - вопрос взаимоотношений Японии со странами-экспортерами урана, в то время как нас больше интересует ситуация применительно к России. Что же касается ситуации в России, то, на наш взгляд, она довольно похожа на ситуацию с Японией. Действительно, исторически так сложилось, что уран, которым в настоящее время располагает Россия, - это уран, добытый в значительной мере в Узбекистане, Киргизии, Казахстане, Украине, Чехии, Германии и др. странах. Иными словами, это тоже зарубежный уран, которого крупномасштабной ЯЭ России с быстрыми реакторами может хватить, по-видимому, на пять-десять столетий. Видим, что и в этом случае правомерно формулировать те же вопросы, которые относились к предыдущему примеру с Японией и также можно прийти к выводу о том, что значимость выдвинутого принципа и в этом случае выглядит весьма сомнительной.

Таким образом, роль принципа РЭ может оказаться несущественной и тогда стратегии развития ЯЭ и ее топливного цикла, которые опираются на этот принцип, также окажутся нуждающимися в коррекции.

НЕОБХОДИМОСТЬ ИМЕТЬ МОГИЛЬНИКИ РАО - НЕ МОЖЕТ ЛИ ЭТО БЫТЬ ОШИБКОЙ ЯДЕРНЫХ СТРАТЕГОВ?

Считается, что одним из «родимых пятен» ядерной энерготехнологии является необходимость иметь могильники для практически вечного надежного захоронения долгоживущих РАО (здесь речь, конечно, идет об основной массе высокоактивных РАО). Неотъемлемой частью рассматриваемых стратегий с использованием принципа РЭ также являются могильники РАО. Но, вообще говоря, так ли уж неотвратимо наличие могильников для ядерной энерготехнологии, основанной на делении? Каковы те неотвратимые факторы, которые заставляют мириться с таким техническим решением? Их, по-видимому, несколько, однако из наиболее принципиальных, по нашему мнению, выделим следующие. Это высокая радиотоксичность и длительный период полураспада радионуклидов (сотни тысяч и миллионы

лет), определяющие временной масштаб надежной изоляции их от окружающей среды. В том случае, если эти радионуклиды будут подвергаться обезвреживанию (трансмутации) тем или иным способом, то в технологическом процессе опять же возникнут радиоактивные отходы, извлечение нуклидов из которых будет не под силу достигнутому уровню развития технологии. Что же делать? По-видимому, необходимо будет подождать следующего дальнейшего развития технологии, а когда она будет разработана, то извлечь оставшуюся часть и ее обезвредить. И так поступать до тех пор, пока эти отходы перестанут представлять опасность для окружающей среды и для человека.

Тогда при рассмотрении вариантов стратегий развития крупномасштабной ЯЭ имело бы смысл ставить вопрос не о могильниках, а о временных хранилищах РАО и развивать технологию обезвреживания (трансмутации) радионуклидов. Как показывают исследования [7,8], тепловые и быстрые реакторы с современными параметрами не могут быть использованы для эффективной трансмутации большинства долгоживущих продуктов деления. Необходимо разработать специализированные ядерные установки с повышенной плотностью потока нейтронов (но отнюдь не чрезмерно высокой) для того, чтобы трансмутация происходила сравнительно быстро даже для радионуклидов с пониженными сечениями взаимодействия с нейтронами. И кроме того необходимо наличие достаточного избытка нейтронов в системе для использования их на нужды трансмутации. В этом именно и состоят два главных условия для эффективности трансмутации (соответствующий уровень технологии рециклирования трансмутируемых материалов, конечно, тоже подразумевается).

Существуют ли принципиальные запреты на то, чтобы удовлетворить указанным требованиям? Думается, что у физика-ядерщика ответ будет отрицательным: нет, не существует таких запретов. Что касается генерации избыточных нейтронов для нужд трансмутации, то хорошо известно, что термоядерный синтез весьма богат такими нейтронами (при этом речь совсем не идет о термоядерном синтезе для производства коммерческой энергии). Здесь можно также упомянуть и об электроядерном методе генерации нейтронов, хотя его и нельзя признать богатым источником.

Для обеспечения достаточно быстрой трансмутации необходима разработка бланкетов, в которых в зоне трансмутации была бы сформирована повышенная плотность потока нейтронов. Как известно, это зависит не только от наличия интенсивного источника нейтронов, но также и от формирования соответствующей структуры бланкета и использования материалов с низким сечением захвата нейтронов. Пример такого решения задачи описан в работе [9], где рассмотрена трансмутация осколочного цезия (без предварительного выделения долгоживущего изотопа - ^{135}Cs) в бланкете термоядерной установки типа ITER.

Если исследования покажут, что удастся удовлетворить указанным требованиям, тогда на смену философии, где ядерная энерготехнология ассоциируется с необходимостью иметь могильники РАО, может придти новая философия, в которой накапливающиеся долгоживущие радионуклиды обезвреживаются, а возникающие безвозвратные потери материалов содержатся во временных хранилищах до следующего этапа развития технологии экономически приемлемого извлечения и последующего обезвреживания. И так до тех пор пока они по самым строгим меркам уже перестанут представлять опасность для человека и окружающей среды.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Рассмотрены доводы в пользу того, что при формировании стратегии развития крупномасштабной ЯЭ и ее топливного цикла роль принципа радиационной эквивалентности может оказаться незначительной как в глобальном, так и в локальном аспектах. Высказывается соображение о том, что альтернативой могильникам РАО может быть трансмутация с временным хранением безвозвратных потерь радиоактивных материалов до следующего уровня развития технологии экономически приемлемого обращения с ними.

Литература

1. Белая книга ядерной энергетики/*Под ред. Е. О. Адамова*. - М.: ГУП НИКИЭТ, 1998.
2. Адамов Е. О., Ганев И. Х., Лопаткин А. В., Муратов В. Г., Орлов В. В. Трансмутационный топливный цикл в крупномасштабной ядерной энергетике России. - М.: ГУП НИКИЭТ, 1999.
3. Адамов Е. О., Ганев И. Х., Лопаткин А. В. и др. Степень приближения к радиоактивной эквивалентности высокоактивных отходов и природного урана в топливном цикле ядерной энергетики России// Атомная энергия. - 1996. - Т.81. - Вып.6. - С. 403-415.
4. Адамов Е. О., Ганев И. Х., Лопаткин А. В. и др. Модели развития крупномасштабной ядерной энергетики России с трансмутационным ЯТЦ и достижением радиационной эквивалентности высокоактивных отходов и природного урана // Атомная энергия. - 1997. - Т.82. - Вып. 1. - С. 21-35.
5. CURE: "Clean Use of Reactor Energy", WHP-EP-0268, Westinghouse Hanford Company, USA, May 1990.
6. Adamov E. O., Ganey I. Kh. and Orlov V. V. Attainment of Radiation Equivalency in Nuclear Power Radioactive Product Management// Nuclear Technology. - 1993 (November). - V. 104. - P. 233-240.
7. Salvatores M., Slessarev I. and Tchistiakov A. The Transmutation of Long-Lived Fission Products by Neutron Irradiation // Nuclear Science & Engineering. - 1998. - V. 130. - P.309-319.
8. Kobayashi K., Kawashima K., Ohasi M. et al. Applicability Evaluation to a MOX Fueled Fast Breeder Reactor for a SCNES // Progress in Nuclear Energy. - 1998. - V. 32. - № 3/4. - P. 681-688.
9. Saito M., Apse V., Artisyuk V., Shmelev A. Transmutation of Elemental Cesium: Proc. Intern. Conf. «Future Nuclear Systems - "GLOBAL'99"» (Snow King resort, Wyoming, USA, August 30 - September 2, 1999).

Поступила в редакцию 21.08.2000



Дьяков А.Ф., Платонов В.В. **Основы проектирования релейной защиты электроэнергетических систем: Учеб. пособие для вузов.** - М.: Изд-во МЭИ, 2000. - 248 с. 500 экз. (о) ISBN 5-7046-0568-0

Козлов В.Ф. **Справочник по радиационной безопасности.** - 5-е изд., перераб., доп. - М.: Энергоатомиздат, 1999. - 515 с. - 1500 экз. (п) ISBN 5-283-03063-6

Острейковский В.А. **Эксплуатация атомных станций: Для вузов.** - М.: Энергоатомиздат, 1999. - 928 с. 1050 экз. (п) ISBN 5-283-03628-6

Рынок электрической энергии и мощности в России: каким ему быть/В.В. Дорофеев и др.; Под общей ред. В.И. Эдельмана - М.: Энергоатомиздат, 2000. - 364 с. 1000 экз. (о) ISBN 5-283-01268-9

Повышение эффективности топливоиспользования и совершенствование систем обращения с ядерным топливом на АЭС с ВВЭР-400/Ю.В. Коломцев и др. - СПб.: Интермедика, 2000. - 232 с. - 1000 экз. (п) ISBN 5-89720-021-1

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ТЕПЛООБМЕНА ПОПЕРЕЧНО ОБТЕКАЕМЫХ КОМБИНИРОВАННЫХ ПУЧКОВ ТРУБ С РАЗЛИЧНЫМИ СХЕМАМИ РАСПОЛОЖЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ ПОВЕРХНОСТИ

В.Т. Буглаев, А.К. Анисин, А.А. Анисин

Брянский государственный технический университет, г. Брянск



Приведены результаты экспериментального исследования теплоаэродинамических характеристик конвективных поверхностей в виде пучков труб разных диаметров в условиях изменения их угла ориентации относительно потока теплоносителя. На основе анализа полученных данных предложены пути и методы повышения эффективности работы теплообменных аппаратов.

Обеспечение надежной и эффективной работы энергетических установок и систем, важной частью которых являются различные конвективные теплообменные аппараты и устройства, представляет собой сложную и перспективную проблему современного развития техники в условиях постоянно растущего дефицита энергетических ресурсов.

Значительная материалоемкость, большие эксплуатационные затраты энергии на перемещение теплоносителей и обслуживание теплообменного оборудования, а также проектно-конструкторские и производственные расходы служат основанием для поиска путей и методов интенсификации процессов теплоотдачи в каналах как традиционных, так и экспериментально совершенствуемых компоновок различных поверхностей теплообмена в практической области эксплуатации теплообменников ($10^3 < Re < 10^5$) при условии допустимых значений гидродинамических сопротивлений и энергетических затрат. Исследование возможности повышения интенсивности теплоотдачи широко используемых поперечно обтекаемых трубчатых поверхностей, являющихся в отдельных случаях безальтернативными, и создание на их основе эффективных и компактных газогазовых и газожидкостных теплообменных аппаратов является актуальной задачей. Одним из подходов в ее решении может быть использование комбинированной поверхности теплообмена в виде поперечно обтекаемых пучков труб разных наружных диаметров (большого d_1 и меньшего d_2) с различными схемами их расположения [1].

Целесообразность практического применения указанного подхода к возможности интенсификации процессов теплообмена в каналах симметричных коридорных пучков, в одном случае, за счет дополнительного турбулизирующего влияния

© *В.Т. Буглаев, А.К. Анисин, А.А. Анисин, 2000*

гладких цилиндрических стержней, размещаемых в межтрубных каналах пучка, в другом за счет обеспечения рациональных гидродинамических условий обтекания трубчатых элементов теплоотдающей комбинированной поверхности показана в работе [2]. Представленные в ней результаты исследований теплоаэродинамических характеристик опытных теплообменников в виде различных комбинаций базового коридорного пучка труб с $d_1=1,45 \times 1,45$ ($s_{1k}=s_{2k}=16$ мм) с турбулизирующими стержнями разных наружных диаметров, имитирующими трубы меньшего диаметра d_2 ($d_2/d_1=var$), и комбинированной теплоотдающей поверхностью пучка труб с $d_2/d_1=const$ дают основания для более широкого исследования тепловых характеристик комбинированной поверхности теплообмена в виде пучков труб разных наружных диаметров d_1 и d_2 с различными схемами их расположения: треугольной (шахматной), линейной (коридорной) и промежуточными, определяемыми величиной изменения угла ориентации φ трубчатой поверхности относительно направления потока теплоносителя (рис.1).

Для исследования теплоаэродинамических характеристик комбинированной теплопередающей поверхности и оценки ее энергетической эффективности были изготовлены опытные модели теплообменников в виде пучков труб разных диаметров d_1 и d_2 с треугольной и линейной схемами расположения. Один из вариантов поверхности представлял собой пучок труб с $d_1=11$ мм и с $d_2=6$ мм со схемой последовательного размещения труб меньшего диаметра $d_2=6$ мм в центрах квадратных ячеек базового коридорного пучка труб с $d_1=11$ мм (табл.1, 2, п.1) и величиной параметра $d_2/d_1=0,545$. Характерная треугольная схема размещения трубчатых элементов поверхности теплообмена и ее особенности показаны на рис. 1а и в табл.1, п.5.

Другой вариант комбинированной поверхности, использующий трубы большего d_1 и меньшего d_2 наружных диаметров в пучке с линейной (коридорной) схемой их размещения, предполагает наряду с некоторым снижением сопротивления по сравнению с базовым пучком $1,45 \times 1,45$ выявление определенного влияния геометрии поверхности на структуру потока, связанного с изменением положения точек отрыва и присоединения, а также с активизацией течения в рециркуляционной зоне между лобовой и кормовой частями труб разных диаметров d_1 и d_2 . Как видно на рис.1б и в табл.1, п.6, представляющими геометрию комбинированной поверхности опытного пучка с линейной схемой расположения труб с $d_1=11$ мм и $d_2=8$ мм, величина узкого сечения пучка труб разных диаметров ($d_1/d_2=8/11$), как

Таблица 1

Геометрические параметры опытных вариантов комбинированной поверхности с различными схемами расположения трубчатых элементов разных наружных диаметров d_1 и d_2

№ опытного теплообменника	Угол ориентации трубчатой поверхности φ , град.	Поперечный относительный шаг шахматной компоновки труб $\sigma_1=s_1/d_1$	Продольный относительный шаг шахматной компоновки труб $\sigma_2=s_2/d_1$	Теплоотдающая поверхность пучка F , м ²	Число рядов труб с d_1 по глубине пучка z_2	Длина трубного пучка L , мм	Ширина трубного пучка B , мм
1	45	2,06	1,03	0,1244	12	187	48
2	0	2,06	1,03	0,1816	17	192	45,25
3	15	2,06	1,03	0,1805		190	48
4	30	2,06	1,03	0,1828		190	48
5	45	2,06	1,03	0,1866	12	187	48
6	-	$s_1=14,5$ мм	$s_2=14(17)$ мм	0,1074	12	178,5	43,26

и в базовом пучке труб с $d_1=11$ мм, составляет $S_{yзк}=15 \cdot 10^4$ м², коэффициенты компактности комбинированного и базового пучков практически одинаковы: $f_{1,45 \times 1,45} / f_{комб} = 135/133,53 = 1,01$. Но в отличие от симметричного пучка труб одинакового диаметра, в котором узкое фронтальное сечение совпадает с осью поперечного ряда труб, нормальной к потоку, в коридорном пучке труб разных диаметров d_1 и d_2 узкое сечение за счет незначительного продольного эксцентриситета $e=1,5$ мм в расположении труб большего и меньшего диаметров не совпадает с фронтальным сечением канала и располагается в проекции на горизонтальную плоскость в виде ломаной линии, соединяющей центры вертикальных осей труб с

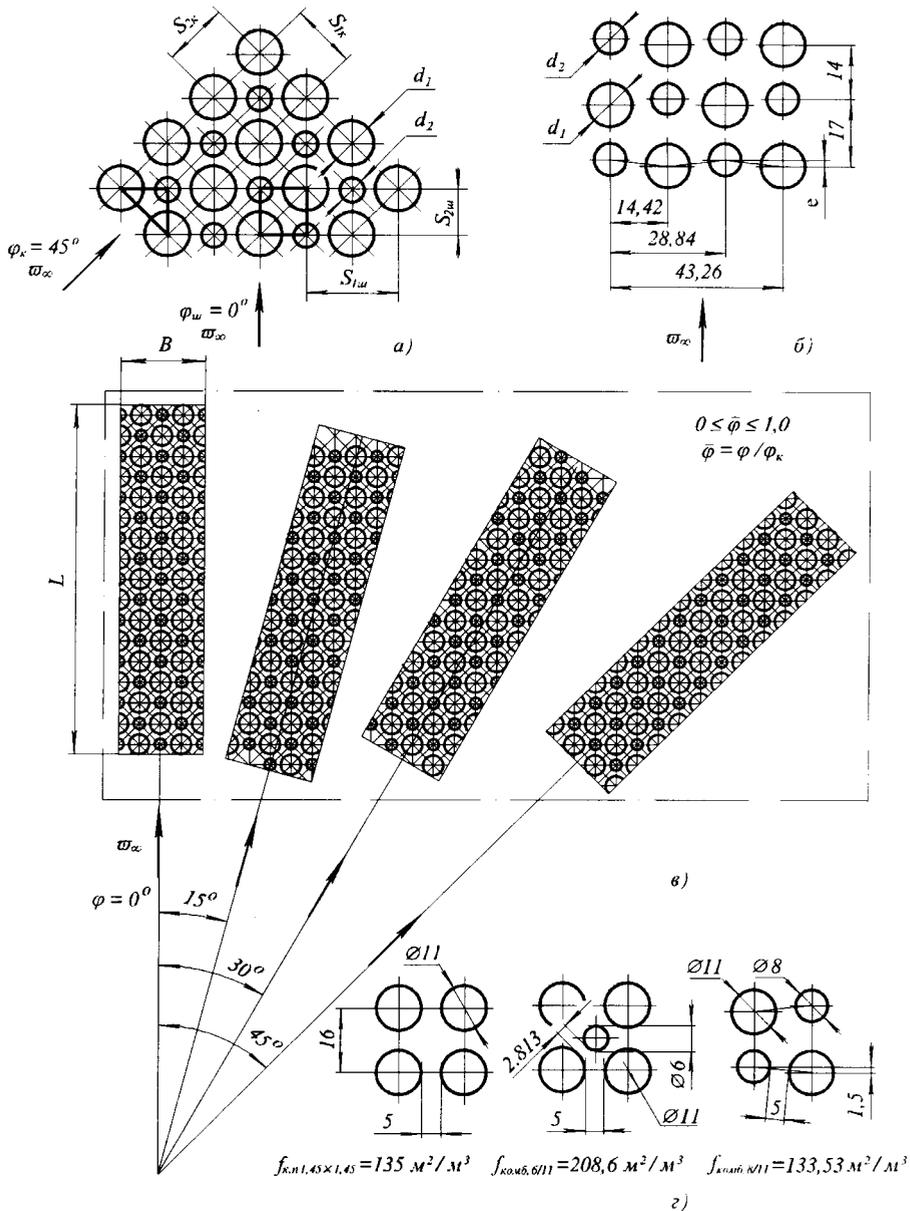


Рис.1. Геометрические параметры опытных вариантов комбинированной поверхности с различными схемами расположения трубчатых элементов с наружными диаметрами d_1 и d_2 : а) $d_2/d_1=6/11$; б) $d_2/d_1=8/11$; в) $d_2/d_1=6/11$ при $\bar{\varphi}=\text{var}$; г) трубные ячейки и удельная поверхность теплообмена экспериментальных пучков

d_1 и d_2 , оставаясь, как и в обычном пучке, с межтрубными зазорами, равными $s_1 - (d_1 + d_2) / 2 = 5$ мм. Продольные шаги между трубами большего d_1 и меньшего d_2 диаметров различны ($s_2 = 14$ и 17 мм) и представленная схема размещения труб предусматривает обеспечение более благоприятной гидродинамической обстановки, основанной на улучшении обтекания труб с d_2 , находящихся в «тени» труб большего диаметра с d_1 , и смещения точек отрыва и присоединения потока ближе к критической в соответствующих лобовой и кормовой зонах труб разных диаметров, а также на улучшении обтекания труб большего диаметра d_1 , расположенных позади труб меньшего диаметра d_2 .

Исследование влияния угла ориентации φ комбинированной поверхности пучка гладких труб разных диаметров ($d_1/d_2 = \text{const}$) на эффективность теплоотдачи при поперечном обтекании проводилось на опытных моделях теплообменников с различными схемами расположения трубчатых элементов. За основу теплопередающей поверхности была принята поверхность пучка труб с $d_1 = 11$ мм и $d_2 = 6$ мм со схемой последовательного размещения труб меньшего диаметра $d_2 = 6$ мм в центрах квадратных ячеек базовой поверхности труб с $d_1 = 11$ мм и величиной шагов разбивки $s_{1k} = s_{2k} = 16$ мм (рис. 1а). Схемы расположения трубчатых элементов комбинированной поверхности в пучке каждого опытного теплообменника определялись изменением угла ориентации поверхности относительно направления движения потока теплоносителя в интервале $0 \leq \bar{\varphi} \leq 1$ в соответствии с крайними его значениями шахматной - с $\varphi = 0^\circ$ ($\bar{\varphi} = 0$) и коридорной - с $\varphi = 45^\circ$ ($\bar{\varphi} = 1$) схем расположения в пучке труб основного большего диаметра d_1 , а также с промежуточными схемами при $\varphi = 15^\circ$ ($\bar{\varphi} = 0.33$) и $\varphi = 30^\circ$ ($\bar{\varphi} = 0.66$) (рис. 1в). Однако для массива труб разных диаметров комбинированной поверхности угол ориентации $\varphi = 45^\circ$ соответствует шахматной (треугольной) схеме расположения трубчатых элементов большего d_1 и меньшего d_2 наружных диаметров, а угол ориентации $\varphi = 0^\circ$ - линейной (коридорной) схеме. Геометрические параметры опытных вариантов комбинированной поверхности с различными схемами расположения трубчатых элементов разных наружных диаметров d_1 и d_2 , определяемыми конструктивными особенностями и последовательностью размещения элементов или углами ориентации массива трубчатых элементов, представлены на рис. 1 и в табл. 1.

Особенности методики проведения экспериментальных исследований опытных моделей трубных пучков при использовании в качестве теплоносителя воздуха, описание экспериментальной установки в виде аэродинамической трубы разомкнутого типа с вентилятором низкого давления и конструкции испытанных теплообменников, представленные в [2, 3], соответствуют методу полного теплового моделирования [4].

На рис. 2 представлены опытные данные по средней теплоотдаче и аэродинамическому сопротивлению экспериментальных комбинированных трубных пучков с различными схемами расположения трубчатых элементов разных наружных диаметров d_1 и d_2 и характеристики теплоотдачи и сопротивления базового коридорного пучка в виде зависимостей $Nu = f(Re)$ и $Eu_L = f'(Re)$ (рис. 1 а-г). В табл. 2 приведены коэффициенты a и b и показатели степени n и m в уравнениях подобия теплоотдачи $Nu = aRe^n$ и сопротивления $Eu = bRe^{-m}$ опытных базового (п. 1) и комбинированных пучков (п. 2-6).

Из рис. 2 следует, что теплоотдача и сопротивление опытных пучков труб зависят от схемы компоновки комбинированной поверхности с величиной параметра $d_2/d_1 = 0,545$, определяемой углом ориентации φ . Экспериментальные точки и аппроксимирующие их прямые повторяют закономерности расположения теплоэ-

Коэффициенты и показатели степени критериальных уравнений теплоотдачи $Nu=aRe^n$ и сопротивления $Eu=bRe^m$ опытных вариантов комбинированной поверхности теплообмена (рис.1, табл.1)

№ опытного теплообменника	Теплоотдача		Сопротивление		Диапазон изменения чисел Рейнольдса $Re_1...Re_2$
	a	n	b	m	
1	0,3240	0,65	38,68	0,10	$630...10^4$
2	0,4467	0,65	194,30	0,18	$630...10^4$
3	0,4840	0,65	331,50	0,23	$630...10^4$
4	0,6918	0,60	388,60	0,27	$630...10^4$
5	0,6680	0,60	350,75	0,27	$630...10^4$
6	0,2767	0,68	41,88	0,14	$630...10^4$

родинамических характеристик опытных пучков гладких труб при изменении угла их ориентации $0 \leq \bar{\varphi} \leq 1$, установленные в [3]. Относительные характеристики теплоотдачи и сопротивления $Nu_{\varphi} / Nu_{\varphi_0}$ и $Eu_{\varphi} / Eu_{\varphi_0}$ ($\varphi_0 = 0^\circ$), представленные в зависимости от угла ориентации комбинированной поверхности $\bar{\varphi} = \varphi / \varphi_k$, несколько улучшаются при изменении схемы компоновки труб большего диаметра d_1 от шахматной ($\varphi_{\text{ш}} = 0^\circ$) к коридорной ($\varphi_k = 45^\circ$). Вместе с тем следует отметить, что комбинированная поверхность теплообмена, состоящая из труб различного наружного диаметра $d_1 = 11$ мм и $d_2 = 6$ мм при угле ориентации $\varphi = 0^\circ$, соответствующем шахматному расположению труб одинакового диаметра $d_1 = 11$ мм, представляет собой своеобразную коридорную (линейную) схему расположения чередующихся труб большего ($d_1 = 11$ мм) и меньшего ($d_2 = 6$ мм) диаметров, размещенных в противоположных вершинах квадратной ячейки со стороной 11,3 мм. При угле $\varphi = 45^\circ$, соответствующем коридорному расположению труб одинакового диаметра $d_1 = 11$ мм, комбинированная поверхность представляет собой шахматную схему расположения элементов поверхности в виде треугольника разбивки труб различных диаметров с основанием 16 мм и высотой 8 мм (рис.1а).

Характер и структура потока в каналах комбинированной поверхности определяются схемами расположения труб разных диаметров, соответствующими определенным углам ориентации поверхности. Связь между условиями обтекания и теплоаэродинамическими характеристиками поверхности выражается значениями постоянных a и b и показателями степени n и m в критериальных уравнениях теплоотдачи и сопротивления. Из табл.2 следует, что значения показателей степени n и m в указанных уравнениях для пучка с углом ориентации $\varphi = 45^\circ$, соответствующим шахматной схеме расположения трубчатых элементов комбинированной поверхности или близкой к ней по условиям обтекания поверхности с углом ориентации $\varphi = 30^\circ$, совпадают со значениями $n = 0,6$ и $m = 0,27$, характерными для обычных шахматных пучков труб одинакового диаметра. Для пучка с углом ориентации $\varphi = 0^\circ$, соответствующим линейной схеме расположения труб комбинированной поверхности или близкой к ней по условиям обтекания схеме поверхности пучка с углом $\varphi = 15^\circ$, показатели степени $n = 0,65$ и $m = 0,18$ и $0,23$ совпадают или близки со значениями показателей степени, характерными для обычных коридорных пучков.

Рассматривая экспериментальные результаты по теплоотдаче опытных пучков, следует указать на ярко выраженный переход от преобладающего ламинарного

обтекания к смешанному при числах $Re = 630-1200$ (рис.2). Интенсивность теплоотдачи в зоне перехода значительно увеличивается. Затягивание процесса перехода и отсутствие при дальнейшем увеличении чисел Re существенного характерного расслоения при $\varphi = var$ зависимостей $Nu = f(Re)$ связаны с достаточно высокой компактностью пучков, при которой турбулентность потока, генерируемая элементами поверхности, гасится в результате большого сжатия потока в межтрубных зазорах. Сопротивление опытных пучков в большей степени, чем теплоотдача, реагирует на особенности гидродинамической обстановки при изменении угла ориентации поверхности. Поэтому на рис.2 видно более заметное расслоение зависимостей $Eu = f'(Re)$ и изменение угла их наклона для пучков с различными схемами размещения

схемы размещения труб.

Из-за стесненности межтрубного пространства промежуточные схемы расположения трубчатых элементов комбинированной поверхности не проявляют достаточно выраженную индивидуальность отрывных процессов, связанную с положительной реализацией вихревой структуры потока и интенсивностью теплоотдачи. Для комбинированной поверхности с углом ориентации $\varphi = 15^\circ$ проявляются особенности линейной схемы ($\varphi = 0^\circ$) так же, как и для комбинированной поверхности пучка с $\varphi = 30^\circ$ - особенности шахматной ($\varphi = 45^\circ$). При этом геометрические параметры поверхности пучков труб только одного диаметра $d_1 = 11\text{мм}$ с меньшим коэффициентом компактности $f = 135\text{м}^2/\text{м}^3$ позволяют при промежуточных схемах компо-

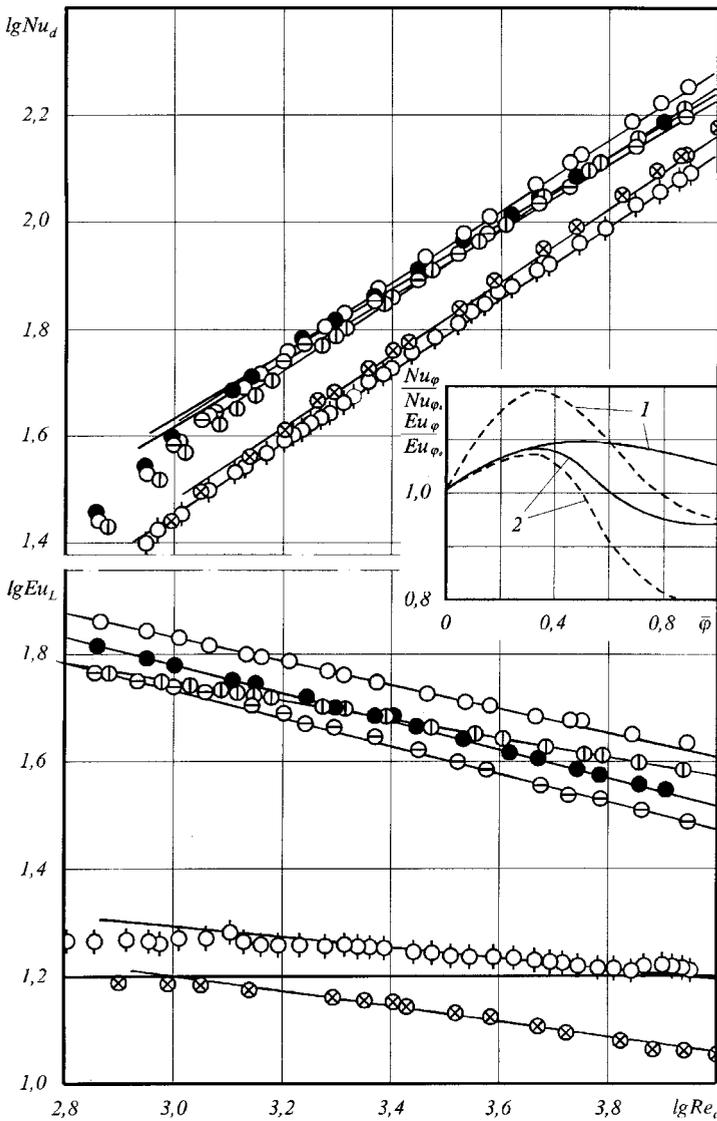


Рис.2. Экспериментальные данные по теплоотдаче $Nu=f(Re)$ и сопротивлению $Eu=f'(Re)$ опытных вариантов комбинированной поверхности теплообмена (рис.1, табл.1, п.1-6): ○ - 1; ⊙ - 2; ○ - 3; ● - 4; ⊖ - 5; ⊗ - 6; — - $Nu_\varphi/Nu_{\varphi_0}=f(\varphi)$; --- - $Eu_\varphi/Eu_{\varphi_0}=f(\varphi)$: 1 - $Re=1.2 \cdot 10^3$; 2 - $Re=10^4$

новки труб ($\varphi=15$ и 30°) в большей степени активизировать процесс теплоотдачи в области смешанного режима обтекания [3].

Наряду с этим следует отметить, что при существенном повышении величины средней теплоотдачи комбинированной поверхности по сравнению с величиной теплоотдачи поверхности базового коридорного пучка $1,45 \times 1,45$ еще более значительно возрастает аэродинамическое сопротивление. Так, при $Re = 2 \cdot 10^3$ $Nu_{\varphi=45^\circ}/Nu_{к.п.} = 1,41$ и $Eu_{L\varphi=45^\circ}/Eu_{Lк.п.} = 2,49$ (треугольная схема расположения элементов комбинированной поверхности); $Nu_{\varphi=0^\circ}/Nu_{к.п.} = 1,38$ и $Eu_{L\varphi=0^\circ}/Eu_{Lк.п.} = 2,73$ (линейная схема расположения элементов комбинированной поверхности, рис.2.2 а, в); при $Re=10^4$ $Nu_{\varphi=45^\circ}/Nu_{к.п.} = 1,3$ и $Eu_{L\varphi=45^\circ}/Eu_{Lк.п.} = 1,89$; $Nu_{\varphi=0^\circ}/Nu_{к.п.} = 1,38$ и $Eu_{L\varphi=0^\circ}/Eu_{Lк.п.} = 2,4$; $Nu_{\varphi=15^\circ}/Nu_{к.п.} = 1,5$ и $Eu_{L\varphi=15^\circ}/Eu_{Lк.п.} = 2,58$.

Вариант комбинированной поверхности теплообмена с $\varphi=45^\circ$, представляя собой своеобразную шахматную схему расположения трубчатых элементов, может быть определенным дополнением для анализа влияния величины наружного диаметра турбулизирующих стержней (параметра d_2/d_1) на теплоаэродинамические характеристики поверхности базового коридорного пучка [2] в виде зависимостей $Nu=f(Re, d_2/d_1)$ и $Eu=f'(Re, d_2/d_1)$ при условии наличия существенных различий в развитии теплогидродинамических процессов на теплоотдающей поверхности труб комбинированного пучка с $d_2/d_1=0,545$ и поверхности коридорного пучка труб с $d_1=11$ мм под турбулизирующим воздействием необогреваемых стержней.

Из сравнения представленных на рис.2 и в табл.2 теплоаэродинамических характеристик опытного комбинированного пучка с линейным расположением труб большего $d_1=11$ мм и меньшего $d_2=8$ мм диаметров с поперечным эксцентриситетом $e=1,5$ мм (рис.1 б,г) с характеристиками базового коридорного пучка $1,45 \times 1,45$ из труб одинакового диаметра $d_1=11$ мм следует, что экспериментальные точки по теплоотдаче комбинированного коридорного пучка с $d_2/d_1=8/11$ располагаются несколько выше, а по сопротивлению существенно ниже соответствующих опытных характеристик базового коридорного пучка и при $Re=10^4$ относительные характеристики изменения теплоотдачи и сопротивления имеют следующие значения: $Nu_{комб к.п.}/Nu_{1,45 \times 1,45} = 1,126$; $Eu_{Lкомб к.п.}/Eu_{L1,45 \times 1,45} = 0,749$.

Результаты экспериментального исследования опытных теплообменников с различной компоновкой трубных пучков показаны на рис.3 в виде тепловых и объемных комплексных характеристик

$$Q/F\Delta\bar{t} = \alpha = f(Q/N\Delta\bar{t}) \text{ и } Q/V\Delta\bar{t} = f'(Q/N\Delta\bar{t}).$$

Из рис.3 видно, что при одинаковом расходе энергии на перемещение теплоносителя для передачи в теплообменнике заданного количества тепла ($Q/N\Delta\bar{t} = idem$) теплосъем с единицы поверхности (коэффициент теплоотдачи α зависит как от компактности поверхности теплообмена, так и от схемы компоновки пучка (относительного угла ориентации поверхности $\bar{\varphi} = \varphi/\varphi_k$). На основе характеристик $\alpha = Q/F\Delta\bar{t} = f(Q/N\Delta\bar{t})$ на рис.3 также приведены значения относительных коэффициентов теплоотдачи $\bar{\alpha} = \alpha/\alpha_0$ (здесь α_0 - коэффициент теплоотдачи комбинированной поверхности при $\varphi=0^\circ$) в зависимости от относительного угла ориентации $\bar{\varphi}$ при различных значениях величины энергетического коэффициента $Q/N\Delta\bar{t}$. Из этой зависимости следует, что с увеличением относительного угла ориентации комбинированной поверхности тепловая эффективность поперечно обтекаемых пучков труб в диапазоне изменения энергетическо-

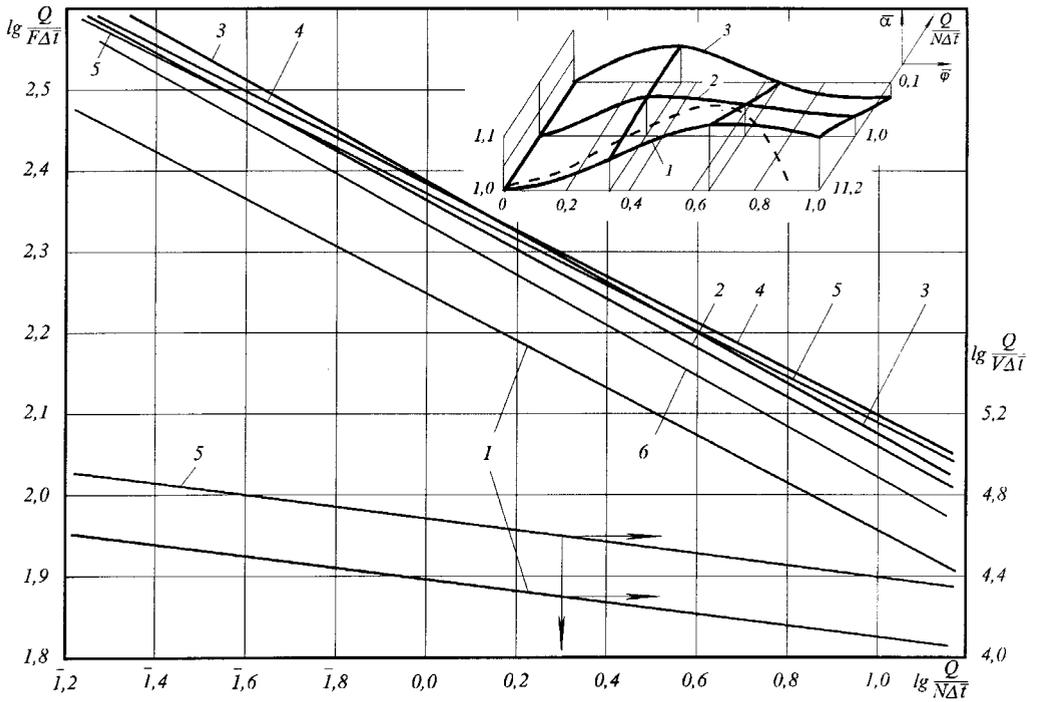


Рис.3. Тепловые $Q/F\Delta\bar{t}=f(Q/N\Delta\bar{t})$ и объемные $Q/V\Delta\bar{t}=f(Q/N\Delta\bar{t})$ комплексные характеристики опытных теплообменников с различной компоновкой трубных пучков (рис.1, табл. 1,2, п.1-6); $\bar{\alpha}=\alpha/\alpha_0=f(\bar{\varphi})$: 1 - $Q/N\Delta\bar{t}=11,2$ град $^{-1}$; 2 - $Q/N\Delta\bar{t}=1,0$ град $^{-1}$; 3 - $Q/N\Delta\bar{t}=0,1$ град $^{-1}$; --- - $Q/N\Delta\bar{t}=10$ град $^{-1}$ [3]

го коэффициента $Q/N\Delta\bar{t} \approx 2,5-16$ град $^{-1}$ возрастает, имея максимальное значение $\bar{\alpha}_{max} \approx 1,1$ при $\bar{\varphi} = 0,66$. Здесь же пунктирной линией показана подобная зависимость для пучков труб одинакового диаметра $d_1=11$ мм по результатам [3], также имеющая $\bar{\alpha}_{max} = 1,13$ при $\bar{\varphi}=0,66$. С уменьшением коэффициента $Q/N\Delta\bar{t}$ (с увеличением скорости потока теплоносителя) картина изменения $\bar{\alpha}=f(\bar{\varphi})$ становится другой. Максимум эффективности теплоотдачи соответствует трубчатой поверхности с промежуточной схемой компоновки и относительным углом $\bar{\varphi}=0,33$: $\bar{\alpha}_{max} = 1,057$ при $Q/N\Delta\bar{t}=1,0$ град $^{-1}$ и $\bar{\alpha}_{max} = 1,062$ при $Q/N\Delta\bar{t}=0,1$ град $^{-1}$ (рис.3). При этом граничное значение энергетического коэффициента $(Q/N\Delta\bar{t})_r \approx 1,6$ град $^{-1}$ определяет тепловой приоритет использования промежуточных компоновок комбинированной поверхности: при $Q/N\Delta\bar{t} > 1,6$ град $^{-1}$ более эффективной является схема расположения элементов поверхности с $\varphi=30^\circ$; при $Q/N\Delta\bar{t} < 1,6$ град $^{-1}$ - компоновка поверхности с $\varphi=15^\circ$. Относительная эффективность шахматной (треугольной) схемы расположения труб разных диаметров в пучке с $\varphi=45^\circ$ (по сравнению с коридорной (линейной) схемой с $\varphi=0^\circ$) также повышается с увеличением энергетического коэффициента $Q/N\Delta\bar{t}$ (с уменьшением числа Re).

Как следует из рис.3, тепловая эффективность комбинированной поверхности существенно выше эффективности базового коридорного пучка $1,45 \times 1,45$ (табл.2,

п.1): $\bar{\alpha} = \alpha_{\varphi=30^\circ} / \alpha_{k,n} = 1,38$ и $\bar{\alpha} = \alpha_{\varphi=45^\circ} / \alpha_{k,n} = 1,36$ при $Q/N\Delta\bar{t} = 11,2 \text{ град}^{-1}$;
 $\bar{\alpha} = \alpha_{\varphi=15^\circ} / \alpha_{k,n} = 1,43$ и $\bar{\alpha} = \alpha_{\varphi=45^\circ} / \alpha_{k,n} = 1,32$ при $Q/N\Delta\bar{t} = 0,1 \text{ град}^{-1}$. Экспериментальная комбинированная поверхность также превосходит по тепловой эффективности поверхность равнокомпактного коридорного пучка $1,17 \times 1,17$, характеристики которого определялись по обобщенным уравнениям нормативных методов расчета котельных установок [5, 6]: при $Q/N\Delta\bar{t} = 11,2 \text{ град}^{-1}$ величина $\bar{\alpha} = \alpha_{\varphi=30^\circ} / \alpha_{k,n,1,17 \times 1,17} = 1,18$ и $\bar{\alpha} = \alpha_{\varphi=45^\circ} / \alpha_{k,n,1,17 \times 1,17} = 1,15$.

Как уже было отмечено в [2], результаты сравнения объемных характеристик $Q/V\Delta\bar{t} = f'(Q/N\Delta\bar{t})$ комбинированных пучков труб с различными схемами их расположения позволяют прогнозировать при их использовании уменьшение объема теплообменника более чем в два раза по сравнению с традиционными симметричными коридорными пучками.

Приведенные на рис.3 тепловые комплексные характеристики комбинированного пучка труб с $d_1=11$ мм и $d_2=8$ мм с трапецеидальной разбивкой и линейной (коридорной) схемой их расположения (рис.1 б,г; табл.1,2, п.б) показывают его преимущество по эффективности теплообмена во всем диапазоне изменения энергетического коэффициента $Q/N\Delta\bar{t}=0,1-40,0 \text{ град}^{-1}$ в сравнении с обычным симметричным коридорным пучком труб одинакового диаметра $d_1=11$ мм $1,45 \times 1,45$: $\bar{\alpha} = a_{\text{комб.к.п}} / a_{1,45 \times 1,45} = 1,15$ при $Q/N\Delta\bar{t} = 11,2 \text{ град}^{-1}$; $\bar{\alpha} = 1,21$ при $Q/N\Delta\bar{t} = 1,0 \text{ град}^{-1}$; $\bar{\alpha} = 1,28$ при $Q/N\Delta\bar{t} = 0,1 \text{ град}^{-1}$.

Выполненное исследование теплоаэродинамических характеристик комбинированной поверхности трубных пучков показало возможность существенной интенсификации теплоотдачи симметричного коридорного пучка при использовании дополнительно в схеме его разбивки труб уменьшенного диаметра, повышающих компактность пучка и оказывающих положительное турбулизирующее влияние на поток теплоносителя. При этом традиционная коридорная (линейная) схема расположения труб трансформируется в шахматную со значительным увеличением гидравлического сопротивления поверхности теплообмена. В условиях изменения угла ориентации трубчатой поверхности относительно направления потока тепловая эффективность опытных вариантов комбинированной поверхности зависит как от величины угла ориентации $\bar{\varphi}$, определяющего схему расположения трубчатых элементов, так и от энергетического коэффициента $Q/N\Delta\bar{t}$, определяющего затраты энергии на перемещение теплоносителя при изменении его массового расхода.

Принимая во внимание, что прирост теплообмена энергетически более весом, чем прирост сопротивления, и даже небольшое повышение интенсивности теплоотдачи может возместить увеличение потерь энергии на преодоление сопротивления и обеспечить рост тепловой эффективности, можно сделать вывод, как и в [2], о целесообразности практического использования комбинированной теплопередающей поверхности поперечно обтекаемых пучков труб большего и меньшего наружных диаметров с различными схемами компоновки, а также продолжения экспериментального поиска рациональных схем расположения трубчатых элементов комбинированной поверхности со сложной геометрией.

Литература

1. Патент 2006780 С1. Россия. Трубчатый теплообменник / *В.И. Евенко, А.К. Анисин и др.* / УБИ. - 1994. - №2.
2. *Анисин А.А., Анисин А.К., Буглаев В.Т.* Турбулизирующее влияние гладких круговых цилиндрических элементов на интенсификацию теплообмена симметричного коридорного пучка труб // Известия вузов. Ядерная энергетика. - 2000. - №1. - С. 64-76.
3. *Евенко В.И., Анисин А.К.* Повышение эффективности теплоотдачи поперечно обтекаемых пучков труб // Теплоэнергетика. - 1976. - №7. - С. 37-40.
4. *Мигай В.К.* Моделирование теплообменного энергетического оборудования. - Л.: Энергоатомиздат, 1987. - 264 с.
5. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод) / *Под ред. Н.В. Кузнецова и др.* - М.: Энергия, 1973. - 296 с.
6. Аэродинамический расчет котельных установок (нормативный метод) / *Под ред. С.И. Мочана.* - Л.: Энергия, 1977. - 256 с.

Поступила в редакцию 21.08.2000

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРИЧЕСКИХ КОЛЕБАНИЙ В СИСТЕМЕ ОХЛАЖДЕНИЯ ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

К.Н. Проскуряков

Московский энергетический институт (технический университет), г. Москва



Разработана математическая модель параметрических колебаний в двухфазном теплоносителе АЭС, возникающих при периодическом изменении упругости. Получены соотношения для расчета критического значения модуляции акустической сжимаемости двухфазной среды, при достижении которой в контуре теплоотвода возбуждаются незатухающие колебания давления и расхода теплоносителя.

Критерий параметрической неустойчивости получен в безразмерном виде. Показано, что стабилизация течения достигается при определенных сочетаниях режимных параметров и геометрических характеристик активной зоны.

ВВЕДЕНИЕ

Создание надежных систем защиты АЭС при тяжелых авариях является актуальной задачей, от решения которой зависит будущее атомной энергетики.

Многочисленные исследования, проведенные к настоящему времени и планируемые на предстоящий период, основаны на совершенствовании методов моделирования и компьютерных кодов с целью адекватного описания термогидравлических процессов в системах аварийного охлаждения реакторов. В значительно меньшем объеме накапливаются экспериментальные данные, полученные на действующих моделях, имитирующих исследуемые процессы. Еще более ограничены возможности исследования на дорогостоящих объектах, являющихся полномасштабными аналогами реакторных установок и дающих наиболее достоверные данные о динамике режимных параметров исследуемых процессов. Именно эти данные позволяют обнаружить существенное расхождение экспериментально измеренных характеристик и ожидаемых расчетных. В частности это относится к различиям в описании колебаний давления и скорости теплоносителя на определенных этапах после срабатывания систем пассивной защиты, вызывающих циклические гидродинамические и тепловые нагружения оборудования. Необходимость более точного описания параметров колебательного процесса и выявления условий, необходимых для предотвращения их усиления, является важной задачей как для разработчиков этих систем, так и для персонала АЭС. Персоналу АЭС обеспечивается экспертная поддержка в принятии решений по управляющим воздействиям для стабилизации процесса теплоотвода. Высокие требования предъявляются к надежности систем безопасности в целях недопущения разрушения активной

© К.Н. Проскуряков, 2000

зоны и перехода к стадии запроектной аварии. Ввиду этого анализ работы систем охлаждения должен проводиться с учетом одновременного (хотя весьма мало вероятного) воздействия различных неблагоприятных факторов, таких как землетрясение, взрыв, автоколебания аварийных клапанов, закупоривание части активной зоны перемещающимися предметами, несрабатывание органов системы управления реактором и т.д.

Каждый из перечисленных факторов или их одновременное воздействие оказывает теплогидравлические влияния на параметры теплоносителя и спектр их колебаний. Целью проведенных исследований является определение теплогидравлических и режимных условий, при наличии которых в контуре охлаждения возбуждаются колебания параметров теплоносителя и происходит усиление вынужденных колебаний рабочей среды. Экспериментальные и аналитические исследования динамики режимных параметров (массового расхода среды, плотности среды, давления, перепадов давления, обусловленных гидравлическими сопротивлениями, энтальпии и т.д.) в гидравлических контурах, составляющих систему аварийного охлаждения реактора, показывают, что эти параметры изменяются во времени по определенному закону.

Переходные процессы в системах аварийного охлаждения реактора длятся примерно 2500 с. Этот временной интервал состоит из нескольких этапов, на каждом из которых осредненные значения режимных параметров известны.

При аварии, вызванной разрывом холодной петли, давление в реакторе уменьшается вплоть до давления насыщения, и в активной зоне возникает кипение. В этом режиме активная зона представляет собой парогенерирующий канал (ПГК), в котором сечение закипания делит канал на две части: заполненную водой и заполненную пароводяной смесью, которая обладает большой сжимаемостью.

ИССЛЕДОВАНИЕ

В [1] для исследования динамических процессов в ПГК предложена модель масса-пружина и показано, что ПГК является генератором колебаний давления с собственной частотой

$$\Omega = \frac{1}{\sqrt{m \cdot C_0}}, \quad (1)$$

где m – акустическая масса, C_0 – акустическая емкость.

В [2] показано, что при изменении давления в реакторе по закону $P(t) = P_0 + P_a \cdot \sin \Omega \cdot t$ и с учетом

$$\frac{P_a}{P_0} = \chi \text{ и } \frac{\text{const}}{P_0} = C_0, \quad (2)$$

где индекс a относится к амплитуде параметра, 0 относится к значению параметра в начальный момент времени, χ – коэффициент модуляции параметра, получено следующее соотношение:

$$C(t) = C_0 \frac{1}{1 + \omega \sin(\Omega t)}. \quad (3)$$

В процессе эксплуатации гидравлические элементы контура циркуляции теплоносителя или рабочего тела в системах АЭС находятся под воздействием периодических возмущений по давлению (расходу), а источниками возмущений являются колебания перекачиваемой насосами среды, вибрации конструкций, пульсации теплового потока, автоколебания параметров теплоносителя, колебания обороту-

дования, образование вихрей в потоке среды и т.д. Каждый источник возмущения вызывает в теплоносителе колебания давления (расхода) с соответствующими частотой и амплитудой. В реальных условиях число таких источников, как правило, значительно. При малых колебаниях давления, скорости или температуры двухфазного теплоносителя наиболее существенно изменяется акустическая сжимаемость двухфазной среды. С учетом этого для получения достоверных результатов необходимо проанализировать линейное дифференциальное уравнение с периодическими коэффициентами, соответствующее рассматриваемому контуру циркуляции [2]:

$$\frac{d^2V}{dt^2} + 2\alpha \frac{dV}{dt} + \omega_0^2(1 + \chi \cos \Omega t)V = 0, \quad (4)$$

где $\omega_0^2 = \frac{1}{mC}$, $\alpha = \frac{r}{2m}$, V - объем двухфазной смеси, ω_0 - собственная частота колебаний теплоносителя в контуре, r - акустическое сопротивление, C - акустическая емкость, m - акустическая масса в контуре. Метод расчета m , r и C разработан в [1].

Свойства таких уравнений исследованы Матье. Из теории уравнений Матье следует, что для самовозбуждения параметрических колебаний в контуре минимальное значение $\chi_{кр}$ требуется в том случае, если частота возмущения давления в контуре в два раза меньше частоты изменения акустической емкости. В исследуемом случае это выполняется, поскольку внешнее возмущение, вносимое в контур с частотой ω , вызывает появление колебаний с кратными (2ω , 3ω) и комбинационными частотами [1]. Таким образом, возникающий спектр частот оптимален для самовозбуждения колебаний в контуре при внешнем возмущении гармонического типа с частотой, равной собственной частоте колебаний давления (расхода) теплоносителя, или при возмущении, вызванном иным источником периодических колебаний.

Уравнение (4) дает возможность установить граничные условия для самовозбуждения параметрических колебаний. Предполагая, что α - малая величина (добротность контура циркуляции высокая) и $\Omega = 2\omega_0$, эти граничные условия определяются критическим значением параметра χ ($\chi_{кр}$). При $\chi \geq \chi_{кр}$ происходит самовозбуждение параметрических колебаний. Решением уравнения Матье в этом случае является

$$\chi_{кр} = 2r \sqrt{\frac{C}{m}} = \frac{2}{Q} = 2\delta, \quad (5)$$

где Q - добротность, δ - коэффициент затухания колебаний в контуре. Критическая величина коэффициента модуляции соответствует граничному условию, при достижении которого возникают параметрические колебания в теплоносителе. Опуская промежуточные преобразования получим

$$\chi_{кр} = \frac{w_{см}}{a_{см}} \left(\frac{\rho_{см}}{\rho_{в}} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\Delta h_{вых}}{\Delta h_{вх}} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\xi_{тр} \frac{l}{d} + \Sigma \xi_M \right). \quad (6)$$

Здесь $\Delta h_{вых} = h_{вых} - h_{нас}$ и $\Delta h_{вх} = h_{нас} - h_{вх}$, где w - скорость потока, a - скорость распространения малых колебаний давления, $\xi_{тр}$ - коэффициент трения, ξ_M - коэффициент местных сопротивлений, h - энтальпия теплоносителя, l - длина обогреваемого элемента, d - гидравлический диаметр элемента; индексы: см - смесь, вых - выход, вх - вход, нас - насыщение, в - вода. Из (2) и (6) следует

$$P_a^{кр} = P_0 \frac{w_{см}}{a_{см}} \left(\frac{\rho_{см}}{\rho_B} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\Delta h_{ввых}}{\Delta h_{вх}} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\xi_{ТР} \frac{l}{d} + \Sigma \xi_M \right). \quad (7)$$

При отсутствии местных сопротивлений выражение (7) принимает вид

$$P_a^{кр} = \xi_{ТР} P_0 \frac{l}{d} \frac{V_{см}}{a_{см}} \left(\frac{\rho_{см}}{\rho_B} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\Delta h_{ввых}}{\Delta h_{вх}} \right)^{\frac{1}{2}}.$$

При $P_a < P_a^{кр}$ может иметь место усиление внешних возмущений за счет резонансного взаимодействия. Колебания теплоносителя могут совпадать с собственными частотами колебаний оборудования или его отдельных узлов (резонансное взаимодействие оборудования и теплоносителя). В этих случаях происходит увеличение амплитуды колебаний как теплоносителя, так и самого оборудования. Вероятность наступления таких режимов повышается при изменении условий крепежа узлов оборудования в процессе эксплуатации, а также в переходных процессах. Даже кратковременное существование резонансных взаимодействий между теплоносителем и оборудованием (например, при переходных режимах) может существенно повлиять на снижение ресурса оборудования и/или конструктивных узлов, а в некоторых случаях стать причиной аварии. Для оптимизации режимов эксплуатации и продления срока службы оборудования АЭС необходимо поддерживать условия, предотвращающие совпадение частот возникающих в теплоносителе колебаний с собственными частотами оборудования или его узлов. Нелинейные гидравлические элементы обладают свойством преобразования частоты, заключающемся в том, что спектральная функция отклика на гармоническое воздействие содержит новые частоты, которых нет в составе действующих источников колебаний. Особое значение преобразование частоты внешнего возмущения по давлению или расходу теплоносителя приобретает в случае анализа теплогидравлических процессов при тяжелых авариях. В этих условиях существенно расширяется набор кратных и комбинационных частот, который определяется типом гидравлических характеристик элементов контура охлаждения и зависит от наличия паровой фазы.

ВЫВОДЫ

Предложенная модель дает математическое описание механизма возбуждения параметрических колебаний при периодическом изменении сжимаемости пароводяной смеси. Частота этих колебаний зависит не только от параметров теплогидравлических процессов, но и от геометрических размеров системы теплоотвода и стадии процесса расхолаживания активной зоны. Из анализа модели следует, что феномен параметрических колебаний проявляется при некоторых определенных сочетаниях названных выше факторов. Детализированный перечень этих факторов включает в себя интенсивность парообразования, структуру двухфазного потока, конфигурацию и размеры элементов, образующих систему аварийного расхолаживания, момент срабатывания параллельно работающих устройств и т.д.

Критерий возникновения параметрических колебаний получен в безразмерном виде.

Литература

1. *Проскуряков К.Н.* Математические модели источников теплогидравлических возмущений в контурах АЭС// Теплоэнергетика. – 1999. - №6. - С.6-11.
2. *Proskouriakov K.N.* Mathematical Model of Coolant Parametrical Oscillations in Passive Safety Systems/ Post Smirt 14 International Seminar 18 (Piza, Italy, 1997. August 25-27, P.E. 1.33 – 1.36).
3. *Проскуряков К.Н., Устинов А.К.* Создание научной базы акустической диагностики теплогидравлических процессов в оборудовании АЭС// Вестник МЭИ. - 1996. - №3. – С. 51-61.

Поступила в редакцию 29.02.2000

УДК 621.039.517.7

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ НА ВНУТРЕННЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО КАНАЛА ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА ТИПА РБМК МЕТОДОМ ТЕРМОСКАНИРОВАНИЯ

А.И. Трофимов, И.А. Чусов, М.А. Трофимов, И.А. Шевцов,
С.П. Пашков, А.Я. Устюжанин, В.В. Максимовский
Обнинский институт атомной энергетики, г. Обнинск



В работе приводятся результаты экспериментального исследования распределения температуры на внутренней стенке технологического канала. Показано, что метод термосканирования позволяет определить изменение зазора между внешней стенкой технологического канала и графитом по изменению температурных полей на внутренней поверхности технологического канала. Приведены результаты экспериментов с водой и воздухом в качестве теплоносителя, полученные с помощью различных сканирующих устройств.

ВВЕДЕНИЕ

Технологические каналы (ТК) ядерных реакторов типа РБМК-1000 являются одним из важнейших узлов в конструкции активной зоны (АЗ). Они находятся под практически непрерывным воздействием эксплуатационных факторов, таких как: нейтронный поток, высокая температура, давление, коррозия. Технологический зазор между трубой ТК и графитовой колонной определяет ресурс работы реактора в целом. В проекте РБМК-1000 не предусматривается эксплуатации ТК с выбранным зазором [1]. При выборке зазора происходит защемление ТК, создаются механические напряжения в металле. Таким образом, исследование изменения величины технологического зазора является одной из важнейших задач при продлении срока работы реакторов.

Впервые концепция определения величины технологического зазора методом термосканирования была выдвинута в работе [2], где расчетным и экспериментальным способом показано существование однозначной связи между распределением температуры на внутренней стенке ТК и величиной технологического зазора. В настоящей работе делается попытка показать, что метод термосканирования не только позволяет обнаружить изменение величины зазора, но и ответить на вопрос о пространственной ориентации кольца (определить положение разреза на кольце относительно ТК).

© А.И. Трофимов, И.А. Чусов, М.А. Трофимов, И.А. Шевцов, С.П. Пашков,
А.Я. Устюжанин, В.В. Максимовский, 2000

Реакторному графиту, который обладает достаточно большой теплопроводностью в рамках эксплуатационных условий, присущ достаточно высокий коэффициент анизотропии (реакторный графит является ортотропным материалом). Зависимость коэффициента теплопроводности по осям формования для графита марки ГР-280 по данным [1] приведена в табл. 1.

Таблица 1

Зависимость коэффициента теплопроводности по осям формования для графита марки ГР-280

Температура, °С	Теплопроводность графита λ , Вт/(м К)		Коэффициент анизотропии
	параллельно оси формования	перпендикулярно оси формования	
20	120	85	1.41
100	113	80	1.41
200	103	74	1.39
300	93	68	1.37
400	85	64	1.33
500	79	60	1.32
600	73	55	1.33
700	68	51	1.33
800	65	48	1.35

Из табл. 1 следует, что средний расчетный коэффициент анизотропии равен 1,36. Следует ожидать, что у графитовых колец (они тоже выполнены из ГР-280) будет наблюдаться анизотропия по коэффициенту теплопроводности, причем направление осей формования в этом случае является неизвестным. Это обстоятельство также учитывалось при проведении экспериментов.

ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКИ И МЕТОДИКИ ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Экспериментальные исследования проводились объединенными усилиями сотрудников проблемной лаборатории кафедры АКид и кафедры теплофизики ОИАТЭ. Общий вид экспериментальной установки с двумя типами сканеров приведен на рис.1 и 2. Экспериментальная установка представляет собой графитовый блок с расположенными по его периметру обогревателями переменного тока. Система нагрева с максимальной мощностью 3,63 кВт, включающая в себя повышающий автотрансформатор РНО-250-10, амперметр типа АСТ, вольтметр АСТВ, трансформатор тока УТТ-5М, позволяла варьировать диапазон рабочих температур блока до 130°С включительно. Обогреватель выполнен из 96 керамических трубок длиной 245 мм, в которые вставлена нихромовая проволока диаметром 1,5 мм. В верхнем торце графитового блока (рис.1) на расстоянии 50 мм друг от друга расположены две хромель-копелевые термодпары, предназначенные для контроля равномерности нагрева блока и расчета теплового потока.

Основные измерения проводились при помощи термосканеров двух типов. У первого сканера (рис.1) все датчики располагались в одном поясе с угловым шагом 45°. Прижатие термодатчиков к внутренней стенке технологического канала осуществлялось с помощью пружин. У второго сканера (рис.2) восемь термодатчиков располагались в двух поясах один под другим с угловым шагом 90°. Кроме того, второй сканер был оснащен специальным устройством для подачи теплоносителя непосредственно в область измерения. Подача охлаждающего теп-

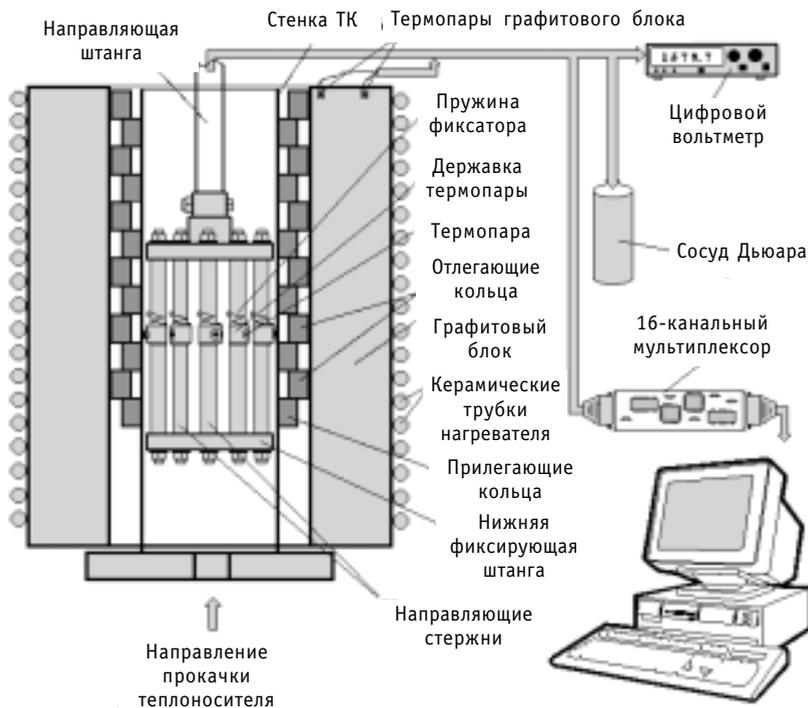


Рис. 1. Общая схема экспериментальной установки с однополюсным сканером (термосканер первого типа) теплоносителя осуществлялась снизу. В качестве теплоносителя при проведении экспериментов использовались воздух и вода.

Эксперименты проводились с датчиками двух типов. Первый тип - термометры сопротивления типа ТСП-50. В этом случае сопряжение первичных датчиков с компьютером осуществлялось с помощью нормирующих усилителей типа ПРИНТ-17.

Сигнал с нормирующих усилителей подавался на 32-канальную 12-разрядную плату PCL-813 с IDE-интерфейсом. Второй тип - хромель-копелевые термопары длиной 500 мм и диаметром спая $\approx 0,5$ мм. В этом случае сопряжение датчиков с компьютером выполнялось по схеме, показанной на рис.1, и осуществлялось посредством 16-канального программируемого мультиплексора-усилителя ACLD-889 фирмы ADClone Inc., который подключался к 24-разрядной параллельной плате ввода/вывода ACL-7124 фирмы ADLink Technology Inc., вставленной в компьютер. Сопряжение платы ввода/вывода с компьютером осуществлялось посредством IDE-интерфейса (на рис.1 и 2 показаны схемы соединения только для случая термопар).

При проведении измерений для обоих типов первичных датчиков использовался независимый канал снятия экспериментальных данных. Для термопар проводилось непосредственное измерение термоэдс с помощью микровольтметра с компенсацией холодных спаев в сосуде Дьюара, а для термометров сопротивления прямое измерение проводилось при помощи потенциометрического метода с использованием потенциометра Р368.

В ходе выполнения экспериментов температура теплоносителей не превышала 90°C .

Для осуществления непрерывного подъема или опускания сканера в верхней части стенда (около 2 м от верхней кромки графитового блока) было смонтировано подъемное устройство со специальным редуктором, позволяющим варьировать скорость подъема/опускания в диапазоне от 1 до 50 мм/с. Для обеспечения

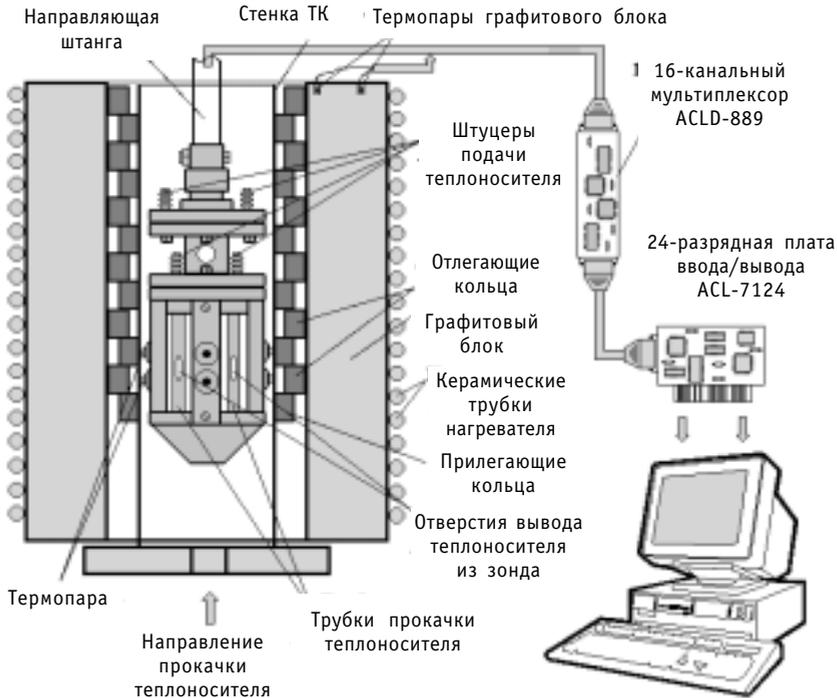


Рис. 2. Общая схема экспериментальной установки с двухпоясным сканером (термосканер второго типа) равномерности движения подъемное устройство оснащено специальным роликом.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ЗАЗОРА

Экспериментальное моделирование изменения величины газового зазора проводилось в два этапа. На первом этапе в штатный набор графитовых колец было вставлено одно кольцо, у которого был сделан вырез сегмента величиной в 60° . Кроме того, это кольцо было смещено на 2 мм относительно оси канала. Такой подход позволил выполнить моделирование локального повреждения структуры укладки колец.

На рис. 3 и 4 представлено распределение температуры по внутренней стенке ТК. Скорость протяжки термосканера составляла 2,5 мм/с. Термопары обоих поясов зарегистрировали дефект в одном и том же месте. Смещение осей на рис. 3 объясняется тем, что термопары первого и второго поясов смещены относительно друг друга на 2 см и время выхода на ту же точку по высоте графитового блока оказывается разным. Термопары 3 и 7 (расположенные одна под другой) попали в область разреза, в которой температура является наименьшей. Координаты минимума температуры, зафиксированные обеими термопарами, различались между собой на 0,3 мм. Величины температуры, измеренные в этой точке третьей и седьмой термопарами, составили 24 и $23,75^\circ\text{C}$ соответственно. Такой разброс в определении значения температуры является достаточно малым и может быть объяснен собственной погрешностью измерения термопар.

Подъем температуры в областях четвертой и восьмой термопар объясняется прижатием кольца к противоположной стенке графитового блока.

Интересно отметить, что поврежденное кольцо полностью изменяет механизм перетечек тепла, что, в свою очередь, приводит к значительным деформациям поля температур в двух соседних с ним кольцах.

При помощи сканера первого типа было получено пространственное распре-

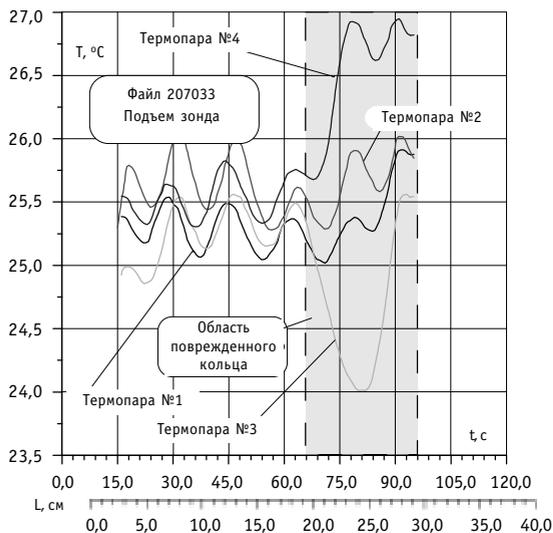


Рис. 3. Распределение температуры по высоте технологического канала; данные первого пояса; эксперимент проводился с термосканером второго типа

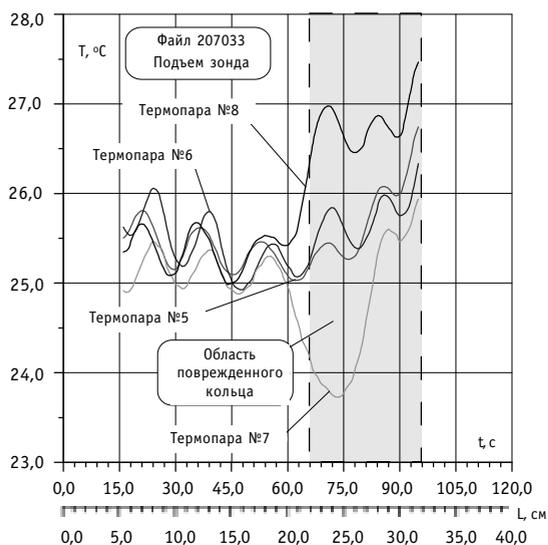


Рис. 4. Распределение температуры по высоте технологического канала; данные второго пояса. Эксперимент проводился с термосканером второго типа

перетечек тепла, вызванного повреждением седьмого кольца. Отметим, что нарушение распределения температур в области пятнадцатого кольца, соседнего с поврежденным четырнадцатым, значительно меньше, чем в области шестого кольца.

На основании полученных данных можно сделать вывод о возможности методами термосканирования обнаружить не только поврежденное кольцо (или группу колец), но и сделать выводы о соосности ТК и графитового блока.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ ОРИЕНТАЦИИ КОЛЕЦ

Прилегающие и отлегающие кольца имеют разрез, выполняющий роль пружины. Ширина разреза для отлегающих колец составляет 15 мм, а для прилегающих - 10 мм. Площадь контактного теплообмена без учета пружинного разреза состав-

деление поля температур по всей длине рабочей части экспериментального стенда (рис. 5). На этом же рисунке показан набор колец, при котором проводились измерения. При этом канал был смещен относительно оси блока таким образом, чтобы в области первой термопары (показано малое кольцо) все кольца имели непосредственный контакт с блоком (такая ситуация возникает при искривлении ТК). Кольца (с седьмого по четырнадцатое) имели дефект, аналогичный описанному в предыдущем эксперименте. Набор колец также показан на рис.5.

Из рисунка видно, что имеет место значительная деформация поля температур, что однозначно указывает на наличие поврежденных колец. В областях первой, второй и восьмой термопар наблюдается локальное повышение температуры внутренней поверхности ТК. Этот факт может быть объяснен только прижатием колец к внешней стенке ТК. На факт нарушения соосности блока и ТК указывает также значительное локальное падение температуры в области третьей-шестой термопар с 16 по 24 кольцо.

На рис. 6 показаны изотермы на внутренней поверхности ТК. Из этого рисунка видна значительная деформация поля температур в области поврежденных колец. Причем можно заметить сильное искажение в распределении температур в области шестого кольца, что может быть объяснено изменением механизма

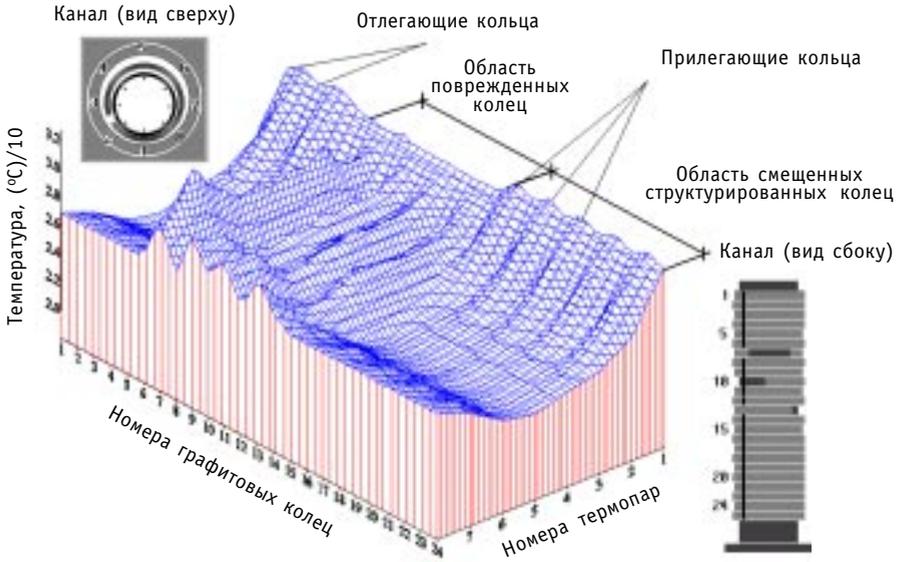


Рис. 5. Распределение температур по окружной составляющей внутренней стенки ТК

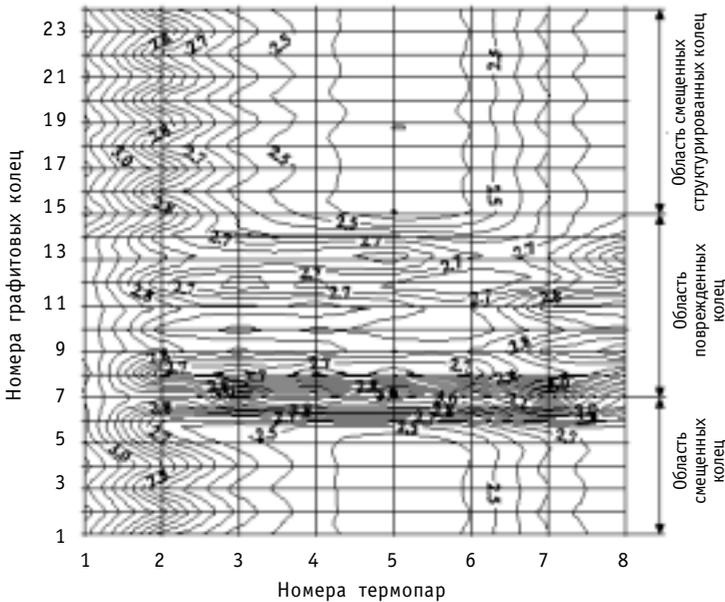


Рис. 6. Изотермы на внутренней поверхности ТК

ляет 204,1 и 196,9 см² для отлегающих и прилегающих колец соответственно. Наличие пружинного разреза уменьшает площадь контактного теплообмена на 1,7% для отлегающих и 1,2% для прилегающих колец, которая соответственно равна 200,7 и 194,63 см².

В ходе проведения экспериментов выяснилось, что метод термосканирования позволяет не только обнаруживать отклонение величины газового зазора от штатного

значения, но и (несмотря на очень малое локальное уменьшение площади контактного теплообмена) определить пространственную ориентацию графитовых колец, т.е. определить положение пружинного разреза конкретного графитового кольца. На рис. 7 показано азимутальное распределение температур по внутренней стенке с увеличенным пружинным разрезом, полученное в ходе выполнения экспериментов.

В первом случае в качестве теплоносителя использовалась вода, а во втором – воздух. Эксперименты проводились с термосканером №1 на отлегающем кольце. Из рисунков видно, что в области увеличенного пружинного разреза имеется локальное падение температуры.

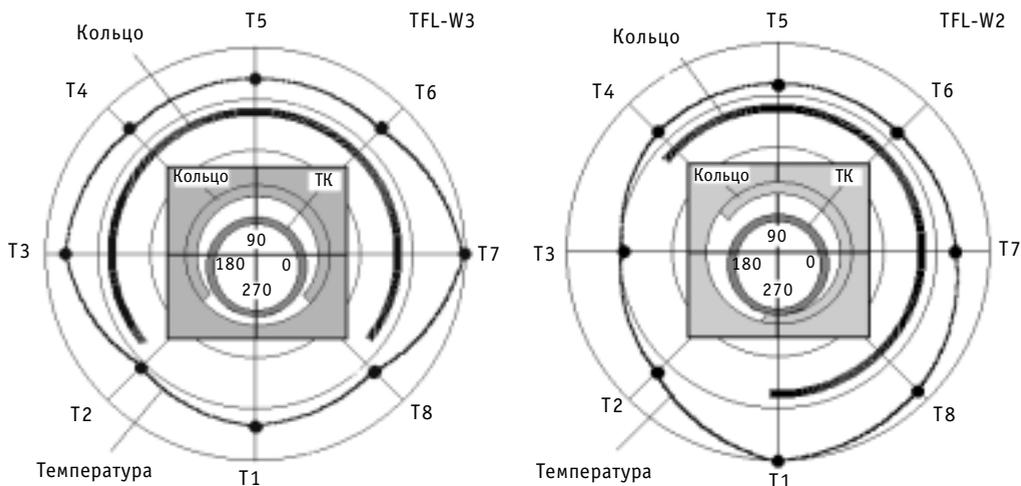


Рис. 7. Распределение температуры по внутренней стенке ТК

Следует отметить, что вследствие радиационного распухания графитовых блоков величина пружинного разреза может уменьшиться (сжатие колец без их механического разрушения [1]), что создает дополнительные трудности в определении его местоположения.

При движении сканера возможны две ситуации:

- пружинный зазор может оказаться в пространстве между термодатчиками;
- термодатчик находится напротив пружинного разреза.

В качестве основного параметра, характеризующего ориентацию кольца, следует принять коэффициент угловой неравномерности, определяемый следующим образом:

$$K = \frac{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} T(\varphi) d\varphi}{T_{\min}}, \quad (1)$$

где $T(\varphi)$ – азимутальное распределение температур по внутренней поверхности ТК; T_{\min} – минимальная измеренная температура; φ – азимутальный угол. Ясно, что при отсутствии пружинного зазора коэффициент угловой неравномерности будет равен единице.

Нижняя и верхняя оценки для коэффициента K были получены из экспериментов с учетом того, что при проведении капитального ремонта энергоблока температура графитовой кладки не превышает 50°C . Азимутальные распределения температур, полученные с помощью сканера №1, приведены на рис 8.

Нижнюю оценку для коэффициента K можно получить, если расположить сканер таким образом, чтобы пружинный разрез попал между термодатчиками. В ходе проведения экспериментов было выяснено, что отклонение температуры в области пружинного разреза от максимального значения при температуре блока до 100°C остается постоянным и равно примерно 2°C . Аппроксимация распределения температуры возможна, например, с помощью функции

$$T(\varphi) = a + \frac{1}{2} b \left[1 + \operatorname{Erf} \left(\frac{(\varphi - c)}{\sqrt{2d}} \right) \right], \quad (2)$$

где a, b, c, d – эмпирические коэффициенты. Подстановка зависимости (2) в (1) и вычисление интеграла дают $K = 1,01$.

Верхняя оценка может быть получена, если термосканер окажется напротив пружинного разреза (рис.8). В этом случае градиент температуры на соседних термодатчиках не превышает 4°C. Аппроксимирующая функция имеет вид

$$T(\varphi) = a + \frac{1}{4}b \left[1 + \operatorname{Erf} \left(\frac{\varphi - c + d/2}{\sqrt{2}e} \right) \right] \left[1 + \operatorname{Erf} \left(\frac{\varphi - c - d/2}{\sqrt{2}f} \right) \right], \quad (3)$$

где a, b, c, d, e, f, – эмпирические коэффициенты. Вычисление интеграла (1) для коэффициента угловой неравномерности K дает значение 1,06.

Таким образом, получаем, что коэффициент угловой неравномерности при штатном расположении колец лежит в диапазоне 1,01 ≤ K ≤ 1,06.

В обоих случаях расположения термодатчиков алгоритм поиска местоположения пружинного разреза включает в себя следующие последовательные шаги:

- аппроксимация азимутального распределения температур какой-либо подходящей функцией;

- расчет коэффициента угловой неравномерности;

- приравнивая аппроксимирующее выражение нулю и выполняя стандартную процедуру поиска минимума функции, находим искомого значения азимутального угла положения пружинного разреза.

Отметим, что точность определения местоположения пружинного разреза определяется в значительной степени качеством аппроксимации азимутального распределения температур.

В табл. 2 приведены некоторые результаты расчета местоположения пружинного зазора в сравнении с экспериментальными данными.

В случае повреждения графитового

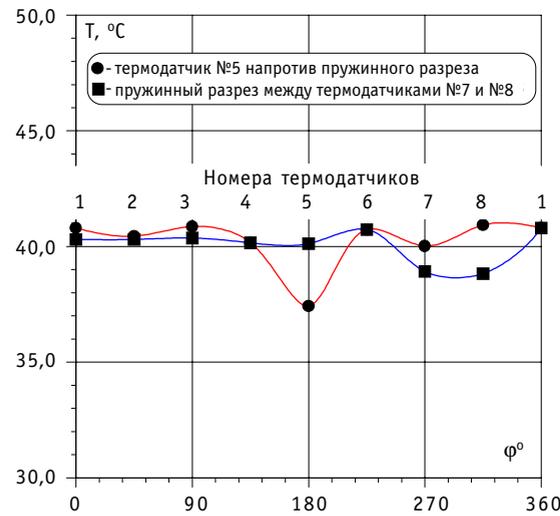


Рис. 8. Распределение температуры по внутренней стенке ТК (пружинный разрез между термодатчиками; напротив термодатчика)

ого кольца или его смещения относительно оси ТК можно применять тот же алгоритм поиска минимума/максимума угловой координаты для определения места прижима или отжима кольца. Если ввести в рассмотрение безразмерную температуру Θ (рис. 9 и 10), обобщающую экспериментальные данные для различных теплоносителей и различных температур графитового блока, нахождение точного значения максимума или минимума температур с учетом местоположения термодатчиков не представляет труда.

ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ ДВИЖЕНИЯ СКАНЕРА НА РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЙ

При исследовании нестационарных процессов распространения тепла основная погрешность эксперимента связана с инерционностью

Таблица 2
Значение угла φ° местоположения разреза

	Экспериментальное	Расчетное	Относительная ошибка, %
1	44	46.4	5.5
2	97	101.3	4.2
3	124	122	1.6
4	237	242	2.0

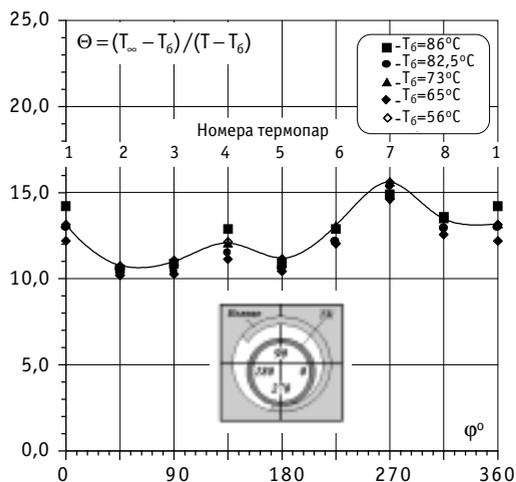


Рис. 9. Распределение безразмерной температуры по внутренней поверхности ТК (опыт с первым типом сканера; рабочее тело - воздух)

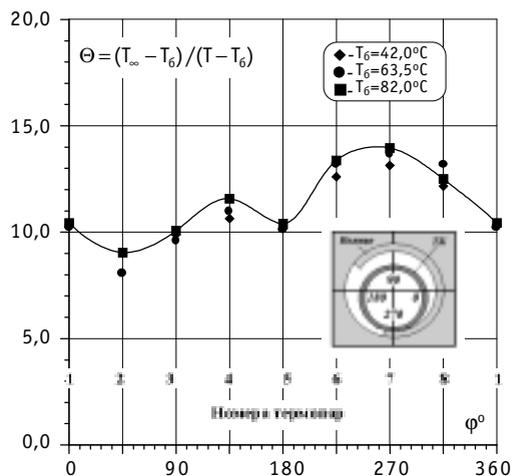


Рис. 10. Распределение безразмерной температуры по внутренней поверхности ТК (опыт с первым типом сканера; рабочее тело - вода)

первичных датчиков измерения температуры. Термопары, как и термометры сопротивления, являются достаточно инерционными приборами и их временная составляющая в зависимости от конкретного технологического исполнения может достигать больших значений. При проведении натурных исследований на реальных энергоблоках термопары и термометры сопротивления должны быть дополнительно защищены, поскольку находятся в условиях значительного остаточного потока ионизирующего излучения, и на них действует сила трения, обусловленная необходимостью плотного прижима датчиков к внутренней стенке ТК. В этом случае следует ожидать, что составляющая времени будет равна примерно с.

Из простых физических соображений следует, что составляющая времени термодатчика $\Delta\tau_T$ связана со скоростью движения сканера следующим соотношением:

$$\Delta\tau_T \leq \frac{d_T}{V_Z} C, \tag{4}$$

где d_T – диаметр рабочей части термодатчика; V_Z – скорость движения термосканера; C – безразмерная константа, учитывающая неплотность контакта между термодатчиком и ТК, отклонение рабочей части от окружности, наличие оксидной пленки на поверхности чехла термодатчика и т.д. При записи этого выражения предполагалось, что температура в области непосредственного контакта рабочей части термодатчика и внутренней поверхности ТК остается постоянной.

Из теории теплопроводности известно, что процесс распространения тепла в субстанции имеет конечную скорость, в то время как при проведении расчетов скорость распространения тепла обычно предполагается бесконечной. С учетом этого соображения выражение (4) следует переписать в виде

$$\Delta\tau_T + \Delta\tau_K \leq \frac{d_T}{V_Z} C, \tag{5}$$

где $\Delta\tau_K$ - время стабилизации температуры.

Из выражений (4) и (5) следует, что для проведения экспериментов по термосканированию с термодатчиками, работающими по принципу прямого контакта с объектом измерения, желательно максимально уменьшить диаметр рабочего элемента.

На рис. 11 и 12 показаны распределения температур, полученные при скорости движения сканера, соответствующей минимальной скорости движения типовой кран-балки, установленной в реакторном зале реакторов типа РБМК-1000. Условия проведения экспериментов были аналогичны приведенным на рис. 3 и 4 кривым. Из сравнения этих графиков можно сделать следующие выводы:

- увеличение скорости движения сканера (это особенно важно при проведении экспериментов на действующих энергоблоках), что значительно снижает временные и дозовые затраты при контроле каналов, приводит к получению полностью непригодных к дальнейшей обработке результатов; как видно из графиков, исключается получение даже качественно верных результатов;

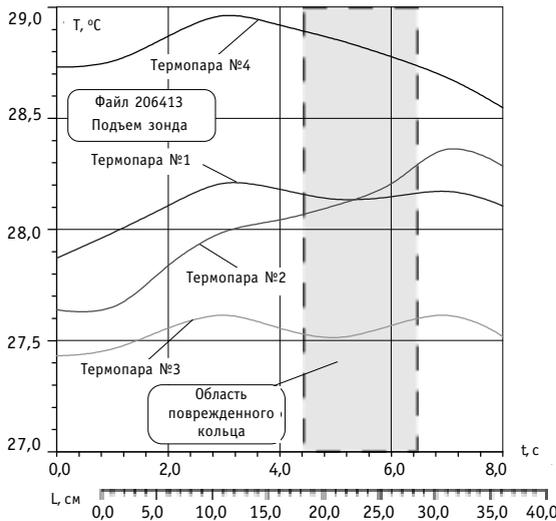


Рис. 11. Распределение температур при ускоренном движении термосканера на первом поясе термопар (опыт с термосканером второго типа)

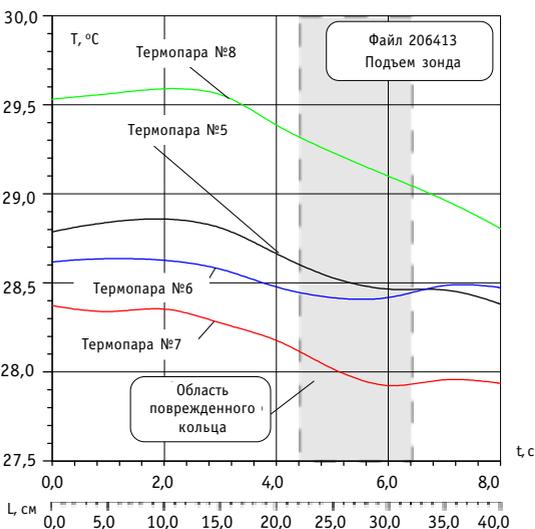


Рис. 12. Распределение температур при ускоренном движении термосканера на втором поясе термопар (опыт с термосканером второго типа)

- получение достоверных данных с большими скоростями движения сканера возможно только в режиме “стоп-движение”, т.е. в режиме с остановкой и выдержкой времени стабилизации температуры;

- для проведения массовых измерений термосканерами рассмотренного типа, для обеспечения движения необходимо использовать специальную лебедку с регулируемой скоростью опускания/подъема.

ДАТЧИКИ ТЕМПЕРАТУРЫ ДЛЯ ПРОМЫШЛЕННОЙ РЕАЛИЗАЦИИ МЕТОДА ТЕРМОСКАНИРОВАНИЯ

Результаты проведенных выше лабораторных исследований убедительно показали принципиальную возможность измерения технологического зазора между ТК и графитом методом термосканирования. Однако при промышленной реализации данного метода необходимо учитывать две особенности реальных ТК. Во-первых, внутренняя стенка ТК покрыта оксидной пленкой, которая имеет высокую твердость и срезает поверхность датчиков при их перемещении. Во-вторых, перемещение датчиков производится с высокой скоростью, что исключает применение защитных насадок на поверхности датчиков, т.к. они существенно увеличивают инерционность.

Проведенный анализ датчиков температуры для работы в условиях внутриреакторных измерений показывает, что для решения данной за-

дачи возможно применение бесконтактных тепловых датчиков, принцип действия которых основан на преобразовании теплового излучения контролируемого объекта в электрический сигнал. Этот класс датчиков температуры получил название пирометров излучения. Датчики представляют собой сложные опико-электрические устройства [3, 4]. Существует несколько типов низкотемпературных пирометров, которые различаются принципом приемника излучения, преобразующего инфракрасное излучение в электрический сигнал. Основным параметром, определяющим применение для внутриреакторных измерений температуры, является радиационная стойкость.

Проведены исследования возможности измерения температуры внутренней стенки ТК с помощью ультразвукового датчика температуры [5], в котором используется эффект изменения скорости ультразвука в чувствительном элементе, контактирующем со стенкой ТК. Однако ультразвуковой датчик температуры также обладает инерционностью. В работе [6] предложен ультразвуковой датчик температуры, в котором в качестве термочувствительного элемента используется непосредственно стенка ТК. Такой датчик практически безынерционен.

На рис. 13 приведена схема конструкции ультразвукового измерительного преобразователя. Он содержит пьезоэлемент 3, демпфер 2, протектор 4 и термочувствительный элемент (волновод) 5, которые помещены в герметичный корпус 1. Термочувствительный элемент выполнен в виде тонкостенного цилиндра 6, заполненного термочувствительными жидкостью или газом. Он может быть выполнен в виде термочувствительного твердого тела – стержня. На конце стержня закреплен наконечник 7, контактирующий с внутренней стенкой ТК, который выполнен из твердого сплава. Для обеспечения надежного механического контакта термочувствительного элемента с внутренней стенкой ТК в термосканере предусмотрена прижимная пружина.

При нагреве волновода возникают явления, обусловленные изменением упругих и неупругих характеристик материала волновода, которые приводят к изменению скорости и поглощению ультразвуковых волн. Повышение температуры в металлах вызывает уменьшение скорости и увеличение затухания ультразвука. Необходимо обеспечивать такой режим работы волновода, при котором он по всей длине имеет примерно одинаковую температуру.

Для повышения чувствительности ультразвукового измерительного преобразователя температуры применяется резонансное возбуждение измерительных преобразователей. Разработан метод возбуждения измерительного преобразователя, в котором все составные части ультразвукового преобразователя представляют собой единую колебательную систему. Для определения резонансной частоты составного ультразвукового преобразователя вводится понятие «акустическая длина», которая связывает скорость ультразвука и длину составных частей ультразвукового измерительного преобразователя температуры: пьезоэлемента $C_{пз}$, $l_{пз}$; протектора $C_{пр}$, $l_{пр}$; волновода $C_{в}$, $l_{в}$; защитного наконечника $C_{н}$, $l_{н}$; стенки ТК $C_{ТК}$, $l_{ТК}$. В этом выражении изменяющимся коэффициентом при изменении температуры

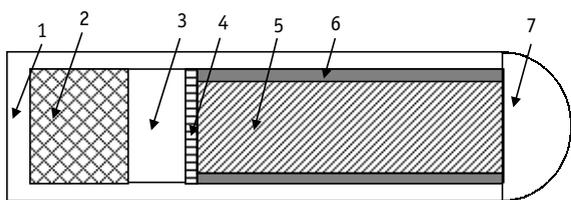


Рис. 13. Ультразвуковой измерительный преобразователь температуры

является скорость ультразвука в волноводе $c_{в}(t)$. Остальные коэффициенты принимаются постоянными.

Для ультразвукового измерительного преобразователя температуры, в котором термочувствительным элементом является вол-

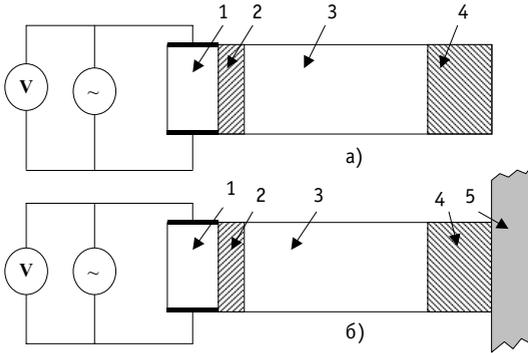


Рис. 14. Схемы ультразвуковых измерительных преобразователей в резонансном режиме колебаний: а) термочувствительным элементом является волновод; б) термочувствительным элементом является металл ТК; 1 – пьезоэлемент, 2 – протектор, 3 – волновод, 4 – наконечник, 5 – стенка технологического канала

новод (рис. 14а), выражение для определения резонансной частоты имеет вид

$$f_p = \frac{1}{2 \left[\frac{\lambda_n}{c_n} + \frac{\lambda_{np}}{c_{np}} + \frac{\lambda_B}{c_B(t)} + \frac{\lambda_H}{c_H} \right]}; \quad (6)$$

если же термочувствительным элементом является металл по толщине стенки ТК (рис. 14б), то

$$f_p = \frac{1}{2 \left[\frac{\lambda_n}{c_n} + \frac{\lambda_{np}}{c_{np}} + \frac{\lambda_B}{c_B} + \frac{\lambda_H}{c_H} + \frac{\lambda_{TK}}{c_{TK}(t)} \right]}. \quad (7)$$

В данном случае изменяющимся

коэффициентом при изменении температуры является скорость ультразвука в стенке ТК $c_{TK}(t)$. Волновод выполняется из материала, скорость ультразвука в котором не изменяется с изменением температуры.

В том и другом преобразователях при изменении температуры стенки ТК изменяется резонансная частота ультразвукового измерительного преобразователя. Если пьезоэлемент включен в частото задающую цепь автогенератора, выходным сигналом будет изменение частоты колебаний автогенератора.

Таким образом, получены датчики температуры, которые позволяют осуществить промышленную реализацию метода термосканирования.

Литература

1. *Белянин Л.А., Лебедев Ю.В. и др.* Безопасность АЭС с каналными реакторами. Реконструкция активной зоны. - М.: Энергоатомиздат, 1997.
2. *Трофимов А.И., Виноградов С.А., Чусов И.А., Белозеров В.И., Трофимов М.А., А.И. Шевцов И.А.* Исследование зависимости температуры стенки технологического канала реактора типа РБМК от величины зазора между ТК и графитовой кладкой // Известия вузов. - Ядерная энергетика. - 1999. - Приложение к №2. - С. 71-81.
3. *Мирошников М.М.* Теоретические основы оптико-электронных приборов. - Л.: Машиностроение, 1983.
4. *Поскачей А.А., Чубаров Е.П.* Оптико-электронные системы измерения температуры. - М.: Энергоатомиздат, 1988.
5. *Виноградов С.А., Трофимов М.А.* Ультразвуковые термометры в системах диагностики технологических каналов ядерных реакторов типа РБМК: Сб. тр. межд. науч.-практ. конф. «Фундаментальные проблемы пьезоэлектрического приборостроения». - Ростов-на-Дону, 1999. - С. 199-212.
6. *Трофимов М.А.* Ультразвуковые термометры в автоматизированных системах контроля состояния технологических каналов ядерных реакторов типа РБМК: Тез. докл. / VI межд. конф. «Безопасность АЭС и подготовка кадров». - Обнинск, 1999. - С. 109.

Поступила в редакцию 10.05.2000

ABSTRACTS OF THE PAPERS**УДК 621.039.526:662.7**

Processing of Coal in Engine Fuel with Usage of Nuclear Technology - Future of Coal-Chemistry \A.V. Zrodnikov, V.M. Poplavskiy, G.I. Sidorov, A.V. Malenkov, A.A. Kritchko, A.S. Maloletnev, V.V. Zamanov, T.D. Demidova; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 11 pages, 3 illustrations, 3 tables. – References, 19 titles.

An efficient universal technology for both coal and high-boiling petroleum residues (boiling point > 360-520°C) reprocessing by hydrogenation under hydrogen pressure of 6-10 MPa has been developed in Russia, which allows an economically efficient production of gasoline, diesel and jet engines fuel, raw material for catalytic cracking, phenols, aromatic hydrocarbons C₆ – C₈ and other chemical products. High efficiency of the production is stipulated by combination of using of low hydrogen pressure in the processes and high-reliable, environmentally safe of BN-type fast reactors (BOR-60, BN-600) for power supply and intensification of these processes. On the basis of calculation is shown that usage of combined nuclear-chemical technology is essentially reduced the expenditure of coal and releases of noxious wastes into environment.

УДК 621.039.566

Fast Method of Prediction of Crack Growth in Pipelines \V.A. Andreev, O.M. Gulina; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 5 pages, 5 illustrations. – References, 6 titles.

The fast method of leak probability calculation using the information on initial defects allocation, characteristics of control method and parameters of the equation Paris is offered. This method is faster and more accurate than direct simulation method. For decision-making about prolongation of pipeline exploitation the method of the analysis of failure rate curve obtained on calculation data is offered.

УДК 621.039.566.007.4

Analysis of NPP Operating Personnel Activity under Stress Conditions \A.N. Anokhin, S.M. Kindinova, A.A. Bugaev, L.V. Puchkov; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 8 pages, 3 illustrations. – References, 6 titles.

The purpose of this paper is to study of the NPP operator performance under extreme conditions that are fraught with stress. The operator activity is modeled in «input-state-output» formalism. The model consists of 37 components, including 21 environmental factors, 9 operator individual indexes, 4 stress indexes, and 3 indexes of operator's efficiency. Evaluation of factors and indexes was carried out by expert estimation technique with special questionnaire. 30 operators from Kalinin and Ignalina NPPs were interviewed as experts. Each expert carried out verbal description and qualitative estimation of the most critical situation, which has been taking place in his own practice. As a result of correlation analysis of acquired data some relationships between model components were detected. Emotional pressure and deficit of time are the most significant factors that provoke stress and operator's errors.

УДК 51-74:621.039.58

Problem of Estimation of Equipment Reliability under Discrete Degradation \A.I. Pereguda, I.A. Soborova, A.I. Groshev; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 8 pages, 4 illustrations. – References, 5 titles.

The mathematical model of reliability of equipment subjected to percussion load of the same nature is described. Analysis of this model allows to receive quantitative values of indices of reliability and longevity. The practical example is given.

УДК 621.039.526

*Role of Reactivity Coefficients at Realization Principle of the Maximal Self-Protection of Fast Reactors *

A.V. Danilytshev, D.G. Elistratov, I.A. Kuznetsov, V.Yu. Stogov; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 8 pages, 5 illustrations, 3 tables. – References, 10 titles.

The role of reactivity coefficients determining the feedback on the channel «temperature-reactivity» in the unprotected accidents of fast reactors is discussed. For the reactor cores with different capacity, configuration and structure the potential opportunities of BN-type reactors in UTOP and ULOF accidents are demonstrated. It is shown that traditional oxide fuel has exhausted its opportunities for creation of perspective cores with the maximal self-protection.

УДК 621.039.526

Influence of Calculation Accuracy of TCR Doppler Components on Substantiation of Fast Reactor Safety | A.V. Danilytshev, V.Yu. Stogov, A.V. Tichomirov, V.A. Cherny; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 7 pages, 5 illustrations, 4 tables. – References, 6 titles.

The influence of discrepancy of Doppler constant on a substantiation of safety of fast reactors is submitted in the paper. The error observed in calculations with various Russian versions of ABBN data set and diffusion codes ($\pm 3\%$), as well as the maximum probable errors are discussed. Reliability of the domestic calculation instrument for obtained values is proved by comparison with the experiment on the SEFOR reactor.

УДК 621.039.526

Calculation-Optimization Investigations of Safety Characteristics of High Power Fast Reactors Cooled by Heavy Metals and their Alloys | V.S. Okunev; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 8 pages, 2 illustrations. – References, 3 titles.

The possibilities of achievement of inherent self-protection of high power LMFRs cooled by lead, bismuth and their alloys are examined. The different variants of layout of the core self-protection are presented. Behavior of the LMFR in the most dangerous ATWS is analyzed.

УДК 621.039.536

Influence of Impurities of Silver, Tin and Antimony on Oxidation Potential of the Lead-Bismuth Coolant | B.A. Shmatko, A.E. Rusanov; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 7 pages, 4 illustrations. – References, 9 titles.

Thermodynamics of interaction of metal impurities Ag, Sn and Sb with oxygen in an eutectic alloy lead-bismuth at temperature 500°C is investigated experimentally. Dependence of the melt Gibbs energy of concentration of each of impurities is defined by the electromotive force method.

УДК 621.039.6:539.17

Transmutation of Fission-Fragment Palladium in Blanket of Fusion Facility with Resonance Neutron Spectrum | A.E. Sintsov, V.A. Apse, A.N. Shmelev, M. Saito, V.A. Artisiyuk; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 11 pages, 5 illustrations, 8 tables. – References, 9 titles.

Transmutation of a radioactive fission product - palladium without preliminary radioactivity partitioning is considered. The fission-fragment palladium transmutation is assumed to be performed in a blanket of specialized fusion facility by irradiation of palladium isotopes in resonance neutron spectrum with transformation into stable silver and cadmium isotopes. Transmutation is considered in three variants of the fusion facility: with equal-components dt-plasma, with plasma containing a diminished amount of hyzone (with ddt-plasma) and with dd-plasma, i.e. the transmutation efficiency at transition from dt-plasma to dd-plasma.

УДК 621.039.526:621.039.59

Incineration of Transuranics in Hard Neutron Spectrum | G.L. Khorasanov, A.I. Blokhin, and V.V. Sinitsa; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 6 pages, 1 illustration, 2 tables. – References, 6 titles.

Neutron multiplication coefficients for transuranics in various neutron spectra are calculated. Corresponding neutron cross-section data are taken from the new Russian group data set ABBN-93 in comparison with the national evaluated nuclear data libraries BROND-2, ENDF/B-VI, JEF-2 and Jendl-3. It is shown that in a fission neutron spectrum without any moderation, the most of transuranics have high coefficients of neutron multiplication $K \geq 1$. In the standard fast reactor spectrum with a lead coolant some plutonium isotopes keep their high fissile features while minor actinides, Np-237, Am-241, Am-243 and plutonium isotope Pu-242 are characterized by very low coefficients of neutron multiplication, $K \ll 1$. The ways for incineration of minor actinides in hard neutron spectra are also discussed.

УДК 621.039.7

On Significance of Principle of Radiation Equivalence between Mined Uranium and Radiowastes Buried \A.N. Shmelev; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 5 pages. – References, 9 titles.

Significance of principle of radiation equivalence between uranium mined and radiowastes buried in study of future large scale nuclear power fuel cycle is analyzed. It is concluded that the role of this principle could be negligible in appropriate fuel cycle.

УДК 621.643.536.24

Efficiency of Heat-Exchange of Transversally Streamlined Pipe Bundles with Different Schemes of Surface Element Location \V.T. Buglaev, A.K. Anisin, A.A. Anisin; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 10 pages, 3 illustrations, 2 tables. – References, 6 titles.

Results of experimental research of heat-aerodynamic characteristics of convective surfaces as pipe bundles of different diameters under change of their orientation angle relatively to coolant flow are given. On the basis of the analysis of the obtained data methods to increase the efficiency of pipe heat-exchange devices are offered.

УДК 51-74:621.039.534

Simulation of Parametric Oscillations in a Cooling System of Nuclear Reactors \K.N. Proskuryakov; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 5 pages. – References, 3 titles.

The mathematical model of parametric oscillations in the two-phase coolant appearing at periodic elasticity change is developed. The relations for calculation of critical value of modulation of an acoustical compressibility of the two-phase medium when undamped oscillations of pressure and coolant consumption appear.

УДК 621.039.517.5

Experimental Research of Temperature Fields on Inner Surface of Technological Channel of the RBMK-Reactor by Thermoscanning Method \A.I. Trofimov, I.A. Chusov, M.A. Trofimov, I.A. Shevtsov, S.P. Pashkov, V.V. Maksimovskiy, A.Ja. Ustujanin; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 12 pages, 14 illustrations, 2 tables. – References, 6 titles.

Results of experimental research of allocation of temperature on inner wall of the technological channel are given. It is shown, that the thermoscanning method allows to define change of clearance between the technological channel and graphite on change of temperature fields on the inner surface of the technological channel. The results of experiments with water and air as the coolant and different types of scanners are given.

НАШИ АВТОРЫ

В.А. Андреев – аспирант кафедры высшей математики Обнинского института атомной энергетики (ОИАТЭ). Закончил ИАТЭ в 1998 г. Область научных интересов: теория катастроф и ее приложения в теории надежности.

А.Н. Анохин – к.т.н., доцент кафедры «Автоматизированные системы управления» ОИАТЭ. Председатель Калужского отделения Межрегиональной эргономической ассоциации. Закончил МИФИ в 1984 г. Область научных интересов: эргономика на атомных станциях, информационные технологии, системный анализ, искусственный интеллект. Автор около 50 работ.

А.И. Блохин – к.ф.-м.н., ведущий научный сотрудник Государственного научного центра Российской Федерации – Физико-энергетического института (ГНЦ РФ-ФЭИ).

А.А. Бугаев – программист учебно-тренировочного пункта Калининской АЭС. Окончил ОИАТЭ в 1996 г. Область научных интересов: информационно-обучающие системы.

А.И. Грошев – к.т.н., доцент, зам. директора по учебной и научной работе Волжского филиала Московского энергетического института. Область интересов научных интересов: теплофизика.

О.М. Гулина – к.т.н., доцент кафедры АСУ ОИАТЭ. Закончила в 1978 г. Обнинский филиал МИФИ. Область научных интересов: прогнозирование ресурсных характеристик оборудования АЭС.

Т.Д. Демидова – главный инженер проекта, ЗАО Тулаинжнефтегаз.

В.В. Заманов – генеральный директор ЗАО Тулаинжнефтегаз.

А.В. Зродников – д. ф.-м. н., профессор, директор ГНЦ РФ-ФЭИ.

С.М. Киндинова – ассистент кафедры АСУ, магистр техники и технологии. Окончила ОИАТЭ в 1999 г. Секретарь Калужского отделения Межрегиональной эргономической ассоциации. Область научных интересов: человеческий фактор на АЭС.

А.А. Кричко – д.т.н., профессор, главный научный сотрудник Московского института

горючих ископаемых.

В.В. Максимовский – ведущий инженер кафедры теплофизики.

А.В. Маленков – к.т.н., начальник лаборатории ГНЦ РФ-ФЭИ.

А.С. Малолетнев – д.т.н., профессор, зам. директора Московского института горючих ископаемых.

В.С. Окунев – к.т.н., старший научный сотрудник Московского государственного инженерно-физического института.

С.П. Пашков – аспирант кафедры «Теплофизика» ОИАТЭ.

А.И. Перегуда – д.т.н., профессор ОИАТЭ. Закончил Воронежский государственный университет в 1969 г. Область научных интересов: использование вероятностных методов для анализа надежности и безопасности сложных технических систем. Автор более 100 работ.

В.М. Поплавский – д.т.н., профессор, зам. директора ГНЦ РФ-ФЭИ.

Л.В. Пучков – инженер-теплоэнергетик, инструктор учебно-тренировочного пункта Калининской АЭС.

А.Е. Русанов – к.т.н., зам. директора по науке технологического отделения. Область научных интересов: разработка и обоснование выбора конструкционных материалов для ЯЭУ с жидкометаллическим теплоносителем, термоядерных и мишенных установок.

Г.И. Сидоров – ведущий инженер ГНЦ РФ-ФЭИ.

В.В. Сеница – к.ф.-м.н., ведущий научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ.

И.А. Соболева – к.т.н. Закончила ОИАТЭ в 1992 г. Область научных интересов: теория надежности и компьютерные технологии.

А.И. Трофимов – д.т.н., профессор, зав. кафедрой автоматизации, контроля и диагностики (АКИД) ОИАТЭ.

М.А. Трофимов – к.т.н., доцент кафедры АКИД ОИАТЭ.

А.Я. Устюжанин – ведущий инженер кафедры теплофизики.

Г.Л. Хорасанов – к.ф.-м.н., старший научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ.

И.А. Чусов – к.т.н., доцент кафедры теплофизики ОИАТЭ.

И.А. Швецов – зав. лаб. кафедры АКИД ОИАТЭ.

Б.А. Шматко – д.т.н., профессор, главный научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интере-

сов: физическая химия жидкометаллических теплоносителей ЯЭУ, твердоэлектролитные преобразователи информации и энергии.

А.Н. Шмелев – д.т.н., профессор кафедры теоретической и экспериментальной физики ядерных реакторов МИФИ.

OUR AUTHORS

V.A. Andreev - post-graduated student of the higher mathematics department of the Obninsk Institute of Nuclear Power Engineering (OINPE). Scientific interests: catastrophe theory and its applications in reliability theory.

A.N. Anokhin – Cand. Sci. (Engineering), Associate professor of the automated control systems department of the OINPE. Head of Kaluga Department of Inter-Regional Ergonomic Association. Graduated from the Moscow Engineering Physics Institute in 1984. Scientific interests: ergonomics on NPPs, information technologies, system analysis, artificial intellect. About 50 publications.

A.I. Blokhin – Cand. Sci. (Phys.-Math.), leading researcher of the State Scientific Centre of Russian Federation – Institute of Physics and Power Engineering (SSC RF-IPPE).

A.A. Bugaev - programmer of the personnel-training department of the Kalinin NPP. Graduated from the OINPE in 1996. Scientific interests: information-learning systems.

I.A. Chusov - Cand. Sci. (Engineering), Associate professor of the thermal physics department.

T.D. Demidova – head engineer of the project, Tulaingnephtegaz joint-stock company.

A.I. Groshev – Cand. Sci. (Engineering), Associate professor, deputy director of the Volzhsky branch of the Moscow Power Institute. Scientific interests: thermal physics.

O.M. Gulina - Cand. Sci. (Engineering), Associate professor of the automated control systems department of the OINPE. Scientific interests: estimation of NPPs equipment lifetime.

G.L. Khorasanov – Cand. Sci. (Phys.-Math.), senior researcher of the SSC RF-IPPE.

S.M. Kindinova – assistant of the automated control systems department of the OINPE. Scientific interests: human factor in NPP.

A.A. Kritchko – Dr. Sci. (Engineering), Professor, head researcher of the Moscow Institute of Combustible minerals.

V.V. Maksimovskiy – leading engineer of the thermal physics department.

A.V. Malenkov – Cand. Sci. (Engineering), head of laboratory of the SSC RF-IPPE.

A.S. Maloletnev – Dr. Sci. (Engineering), Professor, deputy director of the Moscow Institute of Combustible minerals.

V.S. Okunev - Cand. Sci. (Engineering), senior researcher of the Moscow State Physics and Engineering Institute.

S.P. Pashkov – post-graduated student of the thermal physics department.

A.I. Pereguda – Dr. Sci. (Engineering), Professor. Graduated from the Voronezh State University in 1969. Scientific interests: probability methods for reliability and safety analysis of complex technical systems. About 100 publications.

V.M. Poplavsky – Dr. Sci. (Engineering), Professor, deputy director of the SSC RF-IPPE.

L.V. Puchkov – heat-and-power engineer, instructor of the personnel-training department of the Kalinin NPP.

A.Eu. Rusanov - Cand. Sci. (Engineering), deputy director of department of the SSC RF-IPPE. Scientific interests: development and justification of the structural materials choice for NPPs with liquid metal coolants, thermonuclear and target installations.

B.A. Shmatko - Dr. Sci. (Engineering), Professor, head researcher of the SSC RF-IPPE. Scientific interests: physical chemistry of liquid metal coolants, solid electrolyte converters of energy and information.

A.N. Shmelev – Dr. Sci. (Engineering), Professor of the department of theoretical and experimen-

tal physics of nuclear reactors of the Moscow State Physics and Engineering Institute.

I.A. Shvetsov – head of the laboratory of the automatic, control and diagnostic department of the OINPE.

G.I. Sidorov – Leading Researcher, SSC RF- Institute of Physics and Power Engineering.

V.V. Sinitza – Cand. Sci. (Phys.-Math.), leading researcher of the SSC RF-IPPE.

I.A. Soborova – Cand. Sci. (Engineering). Graduated from the OINPE in 1992. Scientific interests: probability theory and computer technologies.

A.I. Trofimov – Dr. Sci. (Engineering), Professor, head of the automatic, control and diagnostic department of the OINPE.

M.A. Trofimov – Cand.Sci. (Engineering), Associate professor of the automatic, control and diagnostic department of the OINPE.

A.Ja. Ustujanin - leading engineer of the thermal physics department.

V.V. Zamanov – General director of the Tulaing-nephtegaz joint-stock company.

A.V. Zrodnikov – Dr. Sci. (Phys.-Math.), director of the SSC RF-IPPE.