

РОССИЙСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР
“КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ”

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

СЕРИЯ:

Физика ядерных реакторов

ВЫПУСК

3

2010

РОССИЙСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР “КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ”

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

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ СБОРНИК

СЕРИЯ:

ФИЗИКА ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

ИЗДАЕТСЯ С 1989 г.

ВЫПУСК 3

**ДИНАМИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ
ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК**

ИЗДАЕТСЯ С 1971 г.

МОСКВА – 2010

Сборники “Вопросы атомной науки и техники” (ВАНТ) включены в Перечень ведущих изданий Высшей аттестационной комиссии (ВАК). Подписные индексы ОАО Агентство “Роспечать”: 66675 в каталоге “Издания органов научно-технической информации” и 32067 с 2010 г. в каталоге “Газеты. Журналы”.

Выпуски “Динамика и безопасность ядерных энергетических установок” подготавливаются Российским научным центром “Курчатовский институт”.

Статьи, поступающие в редакцию, рецензируются. При перепечатке и цитировании ссылка на сборник ВАНТ обязательна. Перепечатка материалов допускается только с письменного разрешения редакции.

Редакционная коллегия серии :

главный редактор – Ю.М. Семченков;

заместители главного редактора – С.М. Зарицкий, В.Ф. Колесов, А.Е. Крошили, В.В. Пчелин;

ответственный секретарь – Е.А. Старостина;

члены редколлегии – П.Н. Алексеев, Е.В. Бурлаков, А.Ю. Гагаринский,

М.П. Лизоркин, В.Д. Павлов, Я.И. Штромбах.

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

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

Материалы для опубликования следует направлять в Российский научный центр “Курчатовский институт” на имя главного редактора серии.

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

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

Алгоритмы расчета компонент обобщенного транспортного тензора с учетом поверхностных токов

М.И. Гуревич, М.А. Калугин, А.В. Пряничников, О.В. Тельковская, Д.А. Шкаровский,
РНИЦ "Курчатовский институт", 123182, Москва, пл. Курчатова, 1

Поступила в редакцию 30.03.2010 г.

Рассматривается метод вероятностей первых столкновений (ВПС) в системе с граничными условиями в виде заданных токов или белого отражения. Уравнения метода обобщены на анизотропный случай путем введения в каждой зоне нескольких угловых мод.

Ключевые слова: обобщенный метод ВПС, граничные условия, токи, белое отражение.

The Algorithms for Calculation of the Components of the Generalized Transport Tensor Taking into Account the Surface Currents. *M.I. Gurevich, M.A. Kalugin, A.V. Pryanichnikov, O.V. Tel'kovskaya, D.A. Shkarovsky, RRC "Kurchatov Institute", 1, Kurchatov Sq., Moscow, 123182.* The first collision probability (FCP) method was applied to system with given currents or white reflection boundary conditions. Equations was generalized to anisotropic case by means of introduction of several angular modes in each region.

Key Words: Generalized FCP Method, Boundary Conditions, Currents, White Reflection.

Введение

Данная статья является продолжением работы [1], в которой приведены методики и формулы метода обобщенных ВПС. Методом ВПС решается стационарное кинетическое уравнение относительно $c(\mathbf{r}, \Omega, E)$ – плотности столкновений нейтронов:

$$c = \Sigma T q; \quad q = S c + G c + Q,$$

где c – плотность столкновений, $S c$ – плотность рассеяния, $G c$ – плотность генерации нейтронов деления, Q – внешний источник, а q – совокупный источник. Символами T , S и G обозначены соответствующие операторы.

В классическом методе ВПС предполагается, что все функции не зависят от направления Ω и постоянны на конечном числе пространственных областей. В работе [1] класс допустимых функций расширен путем представления функций линейными комбинациями угловых гармоник. Рассматриваются либо бесконечные системы, либо системы с полным поглощением на границе. В данной работе метод обобщенных ВПС расширен на системы с граничными условиями. Напомним основные обозначения и формулы работы [1].

Рассматривается свободный полет частиц от точки рождения или рассеяния до столкновения. Возможно, что в рассматри-

ваемой системе имеется группа симметрий с изометрическими преобразованиями в трехмерной геометрии, фундаментальная область этой системы называется контейнером. Зависимость сечений от энергии подразумевается, но явно не указывается.

Точка (\mathbf{r}, Ω, E) фазового пространства записывается как (\mathbf{r}, Ω) , где \mathbf{r} – положение частицы, Ω – направление полета, а E – энергия. Далее буквы \mathbf{r}, \mathbf{h} , возможно, с индексами обозначают радиус-векторы этих точек. Считается, что вся система разбита на непересекающиеся области, называемые зонами. Символами α и β будут обозначаться номера зон, а символом Z_β – часть зоны с номером β , принадлежащая контейнеру. Область, занимаемая контейнером, обозначается C .

Под χ_α понимается характеристическая функция зоны с номером α , а под $H(\Omega)$ – проекция области C на плоскость, перпендикулярную Ω и расположенную так, что вся область C лежит в том полупространстве, куда направлен вектор Ω . Считается, что плоскость $H(\Omega)$ задана однозначно, например, она касается описанной сферы. Символ \mathbf{h} обычно обозначает точку на плоскости $H(\Omega)$, $d\mathbf{h}$ понимается как элемент площади. Аналогично под $d\mathbf{r}$ понимается элемент объема, а под $d\Omega$ – элемент телесного угла.

В дальнейшем контейнер всегда предполагается выпуклым, поэтому оказываются осмысленными следующие определения. Представим луч в виде $\{\mathbf{r} + \Omega t\}$, $t > 0$, где t – параметр. Если луч имеет непустое пересечение с внутренностью контейнера, то $t_+(\mathbf{r}, \Omega)$ есть расстояние до точки выхода $\mathbf{r}_+ = \mathbf{r} + \Omega t_+$. Если к тому же \mathbf{r} лежит вне внутренности контейнера, то $t_-(\mathbf{r}, \Omega)$ означает расстояние до точки входа $\mathbf{r}_- = \mathbf{r} - \Omega t_-$.

Для любых двух точек \mathbf{r}_1 и \mathbf{r}_2 функция $T(\mathbf{r}_1, \mathbf{r}_2)$ определяет вероятность частице избежать столкновения на отрезке $[\mathbf{r}_1, \mathbf{r}_2]$, т.е.

$$T(\mathbf{r}_1, \mathbf{r}_2) = \exp\left(-\int_0^D \sigma(\mathbf{r} + \Omega t) dt\right), \quad (1)$$

где $D = |\mathbf{r}_1 - \mathbf{r}_2|$ есть геометрическое расстояние между точками \mathbf{r}_1 и \mathbf{r}_2 ; $\Omega = (\mathbf{r}_1 - \mathbf{r}_2)/D$; $\sigma(\mathbf{r})$ – полное макроскопическое сечение в точке \mathbf{r} .

Символом $Q(\mathbf{r}, \Omega)$ обозначается обобщенный источник, т.е. совокупность внешнего источника, генерации деления и рассеяния в точке (\mathbf{r}, Ω) . Аналогично $c(\mathbf{r}, \Omega)$ – плотность столкновений, а $\Phi(\mathbf{r}, \Omega)$ – поток. В этих терминах плотность столкновения записывается как

$$c(\mathbf{r}, \Omega) = \sigma(\mathbf{r})\Phi(\mathbf{r}, \Omega), \quad \Phi(\mathbf{r}, \Omega) = \int_0^\infty T(\mathbf{r}, \mathbf{r} - \Omega t) Q(\mathbf{r} - \Omega t, \Omega) dt. \quad (2)$$

В дальнейшем будут использоваться функции $\eta_{\alpha\beta}(\mathbf{h}, \Omega)$, где $\mathbf{h} \in \mathbf{H}(\Omega)$, и матрица \mathbf{H} , определенные следующим образом:

$$\eta_{\alpha\beta}(\mathbf{h}, \Omega) = \int_{t_+}^{t_+} \int_{s_+}^{s_+} T(\mathbf{h} + \Omega t, \mathbf{h} + \Omega s) \chi_\alpha(\mathbf{h} + \Omega s) \chi_\beta(\mathbf{h} + \Omega t) dt ds.$$

В обобщенном методе ВПС считается, что источник представлен разложением

$$Q(\mathbf{r}, \Omega) = \sum_{\alpha, \mu} q_{\alpha\mu} \psi_\mu(\Omega) \chi_\alpha(\mathbf{r}), \quad (3)$$

где ψ_μ ($\mu = 0, 1, 2, \dots$) – некоторый набор попарно ортогональных функций на единичной сфере, нормированных равенством

$$\int_{\Omega} (\psi_\mu)^2 d\Omega = 4\pi.$$

Аналогичным образом рас-

с $c(\mathbf{r}, \Omega)$ с коэффициентами $c_{\beta\lambda}$, в этом случае уравнение переноса записывается через коэффициенты разложения как

$$c_{\beta\lambda} = \frac{\sigma_\beta}{V_\beta} \sum_{\alpha\mu} H_{\alpha\mu\beta\lambda} q_{\alpha\mu}, \quad (4)$$

где α, β – номера зон; μ, λ – индексы функций разложения; $H_{\alpha\mu\beta\lambda}$ – компоненты тензора \mathbf{H} , определяемые соотношением

$$H_{\alpha\mu\beta\lambda} = \frac{1}{4\pi} \int_{\Omega} \int_{\mathbf{H}(\Omega)} \eta_{\alpha\beta}(\mathbf{h}, \Omega) \psi_\mu(\Omega) \psi_\lambda(\Omega) d\mathbf{h} d\Omega. \quad (5)$$

1. Поверхностные токи и потоки

Можно вместо рассмотрения бесконечных систем рассматривать дискретизацию кинетического уравнения вместе с дискретизацией на границах. В качестве возможных граничных условий рассмотрим источник на границе и белое отражение. Границу контейнера будем обозначать через Γ , которая считается разбитой на куски $\Gamma = \Gamma_1 \cup \Gamma_2 \dots \cup \Gamma_M$.

Входной ток в систему обозначим символом $J_-(\mathbf{r}, \Omega)$, где $\mathbf{r} \in \Gamma$, а выходной – как $J_+(\mathbf{r}, \Omega)$. Для любой точки \mathbf{r} , принадлежащей границе, через $\mathbf{n}(\mathbf{r})$ обозначается единичный вектор внешней нормали. Формула (2) верна лишь для бесконечных систем или систем с полной утечкой на границе, так как в ней не учитывается входной ток.

На границе системы существует соотношение между токами и потоком:

$$\begin{aligned} \Phi(\mathbf{r}, \Omega) \chi(\Omega, \mathbf{n}) &= J_+(\mathbf{r}, \Omega) \text{ при } (\Omega, \mathbf{n}) > 0, \\ -\Phi(\mathbf{r}, \Omega) \chi(\Omega, \mathbf{n}) &= J_-(\mathbf{r}, \Omega) \text{ при } (\Omega, \mathbf{n}) < 0. \end{aligned} \quad (6)$$

На касательной плоскости $H(\Omega)$ к k -й границе Γ_k введем следующие характеристические функции: $\chi_{-k}(\mathbf{h}) = 1$, если $r_-(\mathbf{h}, \Omega) \in \Gamma_k$, в противном случае функция равна 0; $\chi_{+k}(\mathbf{h}) = 1$, если $r_+(\mathbf{h}, \Omega) \in \Gamma_k$, в противном случае функция равна 0.

С учетом сделанных обозначений уточним зависимости выходного тока и объемного потока от источников и входных токов. Формулу (2) можно переписать в виде

$$\Phi(\mathbf{r}, \Omega) = \int_0^{t_+} T(\mathbf{r}, \mathbf{r} - \Omega t) Q(\mathbf{r} - \Omega t, \Omega) dt + T(\mathbf{r}, \mathbf{r}_+) \Phi(\mathbf{r}_+, \Omega), \quad (7)$$

где $t_+ = t_+(\mathbf{r}, -\Omega)$, $\mathbf{r}_+ = \mathbf{r}_+(\mathbf{r}, -\Omega)$.

Эта формула верна как для внутренних точек контейнера, так и для точек границы. Под $J_{+k}(\Omega)$ понимается число частиц, проходящих через поверхность Γ_k в направлении Ω из контейнера за одну секунду. Если на некоторой части поверхности выполняется условие $(\mathbf{n}, \Omega) < 0$, то ясно, что через эту часть в направлении Ω ни одна частица не выходит из контейнера. Обозначим $\Gamma_{+k} =$

$\Gamma_{+k}(\Omega) = \{\mathbf{r} \in \Gamma_k : (\mathbf{n}(\mathbf{r}), \Omega) > 0\}$. Проекция Γ_{+k} на $H(\Omega)$ вдоль Ω , очевидно, совпадает с носителем функции χ_{+k} . В этих обозначениях имеем

$$J_k(\Omega) = \int_{\Gamma_{+k}} J_+(\mathbf{r}, \Omega) ds = \int_{\Gamma_{+k}} \Phi(\mathbf{r}, \Omega) \chi(\mathbf{n}, \Omega) ds,$$

где ds есть элемент площади поверхности. Следовательно,

$$J_k(\Omega) = \int_{\Gamma_{+k}} \left(\int_0^{t_+} T(\mathbf{r}, \mathbf{r} - \Omega t) Q(\mathbf{r} - \Omega t, \Omega) dt + T(\mathbf{r}, \mathbf{r}_+) \Phi(\mathbf{r}_+, \Omega) \right) (\mathbf{n}(\mathbf{r}), \Omega) ds.$$

Заменив интегрирование по Γ интегрированием по $H(\Omega)$ и заметив, что $d\mathbf{h} =$

$(\mathbf{n}, \Omega) ds$, получим

$$J_k(\Omega) = \int_{H(\Omega)} \chi_{+k}(\mathbf{h}) \left(\int_{t_-(\mathbf{h}, \Omega)}^{t_+(\mathbf{h}, \Omega)} T(\mathbf{h} + \Omega t, \mathbf{r}_+) Q(\mathbf{h} + \Omega t) dt + T(\mathbf{r}_-, \mathbf{r}_+) \Phi(\mathbf{r}_-, \Omega) \right) d\mathbf{h}, \quad (8)$$

где $\mathbf{r}_+ = \mathbf{r}_+(\mathbf{h}, \Omega)$, $\mathbf{r}_- = \mathbf{r}_-(\mathbf{h}, \Omega)$.

По аналогии с функциями $\eta_{\alpha\beta}(\mathbf{h}, \Omega)$ вводятся функции $\eta_{\alpha k}^{vs}$, $\eta_{\beta l}^{sv}$, η_{lk}^{ss} , в которых α, β — индексы зон, k и l — индексы кусков границы, а величины t_+ , \mathbf{r}_- , \mathbf{r}_+ те же, что в формуле (8):

$$\eta_{\alpha k}^{vs} = \int_{t_-}^{t_+} \chi_{+k}(\mathbf{h}) \chi_{\alpha}(\mathbf{h} + \Omega t) T(\mathbf{h} + \Omega t, \mathbf{r}_+) dt,$$

$$\eta_{\beta l}^{sv} = \int_{t_-}^{t_+} \chi_{-l}(\mathbf{h}) \chi_{\beta}(\mathbf{h} + \Omega t) T(\mathbf{r}_-, \mathbf{h} + \Omega t) dt,$$

$$\eta_{lk}^{ss} = \chi_{-l}(\mathbf{h}) \chi_{+k}(\mathbf{h}) T(\mathbf{r}_-, \mathbf{r}_+). \quad (9)$$

В этих терминах интеграл выходного тока записывается как

$$J_k(\Omega) = \int_{H(\Omega)} \left(\sum_{\alpha} \eta_{\alpha k}^{vs}(\mathbf{h}, \Omega) Q_{\alpha}(\Omega) + \sum_l \eta_{lk}^{ss}(\mathbf{h}, \Omega) \Phi(\mathbf{r}_-, \Omega) \right) d\mathbf{h}. \quad (10)$$

Как и всюду, в этой формуле предполагается, что в пределах одной зоны источник

не зависит от пространственной координаты. Аналогично

$$\Phi_{\beta}(\Omega) = \int_{Z_{\beta}} \Phi(\mathbf{r}, \Omega) d\mathbf{r} = \int_{H(\Omega)} \left(\sum_{\alpha} \eta_{\alpha\beta}(\mathbf{h}, \Omega) Q_{\alpha}(\Omega) + \sum_l \eta_{\beta l}^{sv}(\mathbf{h}, \Omega) \Phi(\mathbf{r}_-, \Omega) \right) d\mathbf{h}.$$

Под отражением понимается такое граничное условие, при котором число выходящих частиц через участок поверхности совпадает с числом входящих. Это означает, что $\int_{\Omega} J_+ d\Omega = \int_{\Omega} J_- d\Omega$, где в первом случае интегрирование J_+ ведется по полусфере $S_+ = \{\Omega : (\Omega, \mathbf{n}) > 0\}$, а интегрирование J_- — по дополнительной полусфере S_- . Пользуясь соотношением между поверхностными

поток и токами, последнее равенство можно переписать следующим образом:

$$\int_{\Omega} \Phi(\mathbf{r}, \Omega) \chi(\mathbf{n}, \Omega) d\Omega = 0, \quad (11)$$

где интегрирование ведется по всей сфере.

Таким образом, если проводить разложение потоков выходящих и входящих частиц по некоторой системе функций от направления полета, то, во-первых, эта система может зависеть от направления нормали, во-вторых, в качестве скалярного произведе-

дения для выходного потока следует использовать интегрирование по внешней полусфере с весом (\mathbf{n}, Ω) .

Аналогично скалярное произведение для входных потоков есть интегрирование по внутренней полусфере с весом $(-\mathbf{n}, \Omega)$. Так как в вычислительной модели нельзя требовать соблюдения равенства (11) в любой точке, его надо ослабить до равенства

$$\iint_{\Gamma_k \Omega} \Phi(\mathbf{r}, \Omega)(\mathbf{n}, \Omega) d\Omega ds = 0. \quad (12)$$

2. Формулы белого отражения

$$f_k = \frac{1}{\pi S_k} \int d\Omega \int_{H(\Omega)} \left(\sum_{\alpha} \eta_{\alpha k}^{vs}(\mathbf{h}, \Omega) Q_{\alpha}(\Omega) + \sum_l \eta_{lk}^{ss}(\mathbf{h}, \Omega) f_l \right) d\mathbf{h}.$$

С учетом разложения (3) формулу поверхностного потока f_k можно переписать в виде

$$f_k = \frac{1}{S_k} \left(\sum_{\alpha\mu} H_{\alpha\mu k 0}^{vs} Q_{\alpha\mu} + \sum_l H_{l0 k 0}^{ss} f_l \right), \quad (13)$$

где

$$H_{\alpha\mu k 0}^{vs} = \frac{1}{\pi} \int_{\Omega} \int_{H(\Omega)} \eta_{\alpha k}^{vs}(\mathbf{h}, \Omega) \psi_{\mu}(\Omega) \psi_0 d\mathbf{h} d\Omega, \\ H_{l0 k 0}^{ss} = \frac{1}{\pi} \int_{\Omega} \int_{H(\Omega)} \eta_{lk}^{ss}(\mathbf{h}, \Omega) \psi_0 \psi_0 d\mathbf{h} d\Omega. \quad (14)$$

Формула (4) также должна быть изменена, т.е.

$$c_{\beta\lambda} = \frac{\sigma_{\beta}}{V_{\beta}} \left(\sum_{\alpha\mu} H_{\alpha\mu\beta\lambda} q_{\alpha\mu} + \sum_l H_{l0\beta\lambda}^{sv} f_l \right), \quad (15)$$

где $q_{\alpha\mu}$ – коэффициент разложения объемного источника в зоне α , компоненты $H_{\alpha\mu\beta\lambda}$ тензора определены формулой (5), а компоненты последнего тензора – соотношением

$$H_{l0\beta\lambda}^{sv} = \frac{1}{4\pi} \int_{\Omega} \int_{H(\Omega)} \eta_{l\beta}^{sv}(\mathbf{h}, \Omega) \psi_0 \psi_{\lambda}(\Omega) d\mathbf{h} d\Omega. \quad (16)$$

Приближенное интегрирование для формул (14) можно проводить по той же выборке лучей, что применяются для вычисления $H_{\alpha\mu\beta\lambda}$.

Это самый простой случай отражения, когда поток на границе не зависит от направления и постоянен на границе Γ_k . В разложении присутствует лишь тождественная единица, т.е. система базисных функций не зависит от нормального вектора, так что участки границы могут быть и криволинейными.

Поток на участке поверхности Γ_k будет приближен константой f_{k0} . Такой поток соответствует входному интегралу тока

$$\int_{\Omega} J_{-} d\Omega = f_k \int_{\Gamma_k} ds \int_0^{\pi/2} 2\pi \cos\theta \sin\theta d\theta = \pi S_k f_k,$$

где S_k – площадь k -го участка поверхности. Используя формулу (10), получим

Между компонентами вновь введенных трехвалентных тензоров существует соотношение. Между плоскостями $H(\Omega)$ и $H(-\Omega)$ существует очевидный изоморфизм p_{Ω} . Ясно, что преобразование $p_{\Omega} \Rightarrow p$ – есть тождественное преобразование. В дальнейшем для него индекс Ω будет опускаться. Легко видно следующее свойство: $r_{+}(\mathbf{h}, \Omega) = r_{-}(p(\mathbf{h}), -\Omega)$, $r_{-}(\mathbf{h}, \Omega) = r_{+}(p(\mathbf{h}), -\Omega)$.

Следовательно, функции χ_{-k} и χ_{+k} , определенные на плоскости как $H(\Omega)$, так и $H(-\Omega)$, удовлетворяют соотношениям $\chi_{-k}(\mathbf{h}) = \chi_{+k}(p(\mathbf{h}))$ и $\chi_{+k}(\mathbf{h}) = \chi_{-k}(p(\mathbf{h}))$.

Из этого и из формул (9) немедленно следует тождество $\eta_{\alpha k}^{vs}(\mathbf{h}, \Omega) = \eta_{k\alpha}^{sv}(\mathbf{h}, \Omega)$. Интегрирование по формулам (14) и (16) дает

$$H_{l0\beta\lambda}^{sv} = \pm H_{\beta\lambda l 0}^{vs} / 4, \quad (17)$$

где знак плюс или минус определяется четностью или нечетностью функции $\psi_{\lambda}(\Omega)$.

3. Расчетные формулы для компонент тензоров

Пересечение луча с зоной есть один или несколько отрезков. В формуле (9) интеграл по $[t_{-}, t_{+}]$ можно заменить на сумму интегралов по этим отрезкам. Внутри одного отрезка интеграл берется аналитически. Легко видно, что он имеет вид $(1 - \exp$

$(-\tau_\alpha)\exp(-\tau_{\alpha+}/\sigma_\alpha)$, который будет обозначаться как $g_\alpha^{vs}(\mathbf{h}, \Omega)$, $\tau_{\alpha+}$ – оптическая длина отрезка от точки t_α до точки t_+ . Если луч пересекает зону несколько раз, то $g_\alpha^{vs}(\mathbf{h}, \Omega)$

$$H_{\alpha\mu\kappa\lambda}^{vs} = \frac{1}{\pi} \int_{\Omega} \int_{H(\Omega)} \chi_{+k}(\mathbf{h}) g_\alpha^{vs}(\mathbf{h}, \Omega) \psi_\mu(\Omega) \psi_\lambda(\Omega) d\mathbf{h} d\Omega. \quad (18)$$

Аналогично можно переписать формулу (16), но в этом нет нужды из-за выражения компонент \mathbf{H}^{vs} через компоненты \mathbf{H}^{sv}

$$H_{\mu\kappa\lambda}^{ss} = \frac{1}{\pi} \int_{\Omega} \int_{H(\Omega)} \chi_{-l}(\mathbf{h}) \chi_{+k}(\mathbf{h}) T(\mathbf{r}_-(\mathbf{h}, \Omega), \mathbf{r}_+(\mathbf{h}, \Omega)) \psi_\mu(\Omega) \psi_\lambda(\Omega) d\mathbf{h} d\Omega. \quad (19)$$

Выражение для $H_{\alpha\mu\beta\lambda}$ получено в работе [1] в виде

$$H_{\alpha\mu\beta\lambda} = \frac{1}{4\pi} \int_{\Omega} \int_{H(\Omega)} g_{\alpha\beta}(\mathbf{h}, \Omega) \psi_\mu(\Omega) \psi_\lambda(\Omega) d\mathbf{h} d\Omega. \quad (20)$$

Совокупность формул (17)...(20) дает возможность вычислить компоненты всех четырех тензоров для трехмерного случая. В двумерном случае интеграл по полярно-

$$H_{\alpha\mu\kappa\lambda}^{vs} = \frac{2K_i^n K_j^m}{\pi} \int_0^{2\pi} \psi_n(\varphi) \psi_m(\varphi) \int_{l(\varphi)} \sum_l \int_0^{\pi/2} g_{\alpha k}^{vs} P^{|l|}(\cos\theta) P^{|l|}(\cos\theta) \sin^2\theta d\theta dp d\varphi,$$

где функции $\psi_\mu(\Omega)$ соответствует сферическая функция $Y_j^m(\Omega)$; $-i \leq n \leq i$; $\Omega = (\cos\varphi, \sin\varphi, 0)$; \mathbf{p} – начальная точка луча на проекции описанной сферы на плоскость XOY; $\tau(\mathbf{p}, \varphi)$ – оптический путь от точки \mathbf{r}_- до точки \mathbf{r}_+ соответствующих $\mathbf{h} = (\mathbf{p}, 0)$; $P^{|l|}(\cos\theta)$ – полином Лежандра степени n ; $K_i^n = \left(\frac{2(2i+1)(i+n)!}{(i-n)!} \right)^{0.5}$ – коэффициент при сферической функции [1].

Функция $g_\alpha^{vs}(\mathbf{h}, \Omega)$ фактически зависит от φ , \mathbf{p} и $\exp(-\tau/\sin\theta)$. В [1] показано, что $P^{|l|}(\cos\theta) \sin^2\theta$ в двумерном случае сводится к сумме степеней от $\sin\theta$ вида $\sin^{n+2}\theta$. Поэтому при интегрировании выражений $\sin^{n+2}\theta (1 - \exp(\tau_j/\sin\theta)) \exp(-\tau_{j+}/\sin\theta)$ они сводятся к одному из двух случаев:

$$4\pi H_{\alpha\mu\beta\lambda} = \int_{z_\alpha} \int_{\Omega} \int_0^l \chi_\beta(\mathbf{x} + \Omega t) T(\mathbf{x}, \mathbf{x} + \Omega t) \psi_\mu(\Omega) \psi_\lambda(\Omega) dt d\Omega dx,$$

представляет собой сумму по отрезкам. В этих обозначениях формулу (13) можно переписать как

(см. формулу (17)). Формула для расчета компонент тензора \mathbf{H}^{ss} получается прямой подстановкой:

му углу θ вводится для формулы (18) внутрь суммирования.

Если использовать в качестве базисных функций сферические функции, то функции $\psi_\lambda(\Omega)$ соответствует сферическая функция $Y_i^n(\Omega)$, $-i \leq n \leq i$. В этом случае для $H_{\alpha\mu\kappa\lambda}^{vs}$ получается выражение

$$A) \tau_{j+} > 0: Ki_{n+3}(\tau_{j+}) - Ki_{n+3}(\tau_j + \tau_{j+}),$$

$$B) \tau_{j+} = 0: Ki_{n+3}(0) - Ki_{n+3}(\tau_j),$$

где $Ki_n(\tau)$ – функции Бикли порядка n .

4. Соотношение для сумм компонент

Предположим, что система не является совершенно бесконечной. Как и раньше, будем считать, что луч, достигнув границы контейнера с граничным условием симметрии, продолжается до тех пор, пока не выйдет на истинную границу Γ_k , которой соответствует белое отражение с альбедо.

Проинтегрируем выражение (20) вдоль луча до границы Γ_k . Произведем замену переменных интегрирования, но учтем, что пересечение луча с системой может быть конечным:

где $\mathbf{r}_+(\mathbf{x}, \Omega) = \mathbf{r}_+ = \mathbf{x} + \Omega t_+$.

Просуммируем последнее равенство по β с весами σ_β , получится выражение

$$4\pi \sum_{\beta} \sigma_{\beta} H_{\alpha\mu\beta\lambda} = \int_{Z_{\alpha}} \int_{\Omega} \psi_{\mu}(\Omega) \psi_{\lambda}(\Omega) \int_0^{t_+} dT(\mathbf{x}, \mathbf{x} + \Omega t) d\Omega d\mathbf{x} =$$

$$= 4\pi V_{\alpha} \delta_{\mu\lambda} - \int_{Z_{\alpha}} \int_{\Omega} \psi_{\mu}(\Omega) \psi_{\lambda}(\Omega) T(\mathbf{x}, \mathbf{r}_+) d\Omega d\mathbf{x}.$$

Сделав аналогичную замену переменных в формулах для тензора \mathbf{H}^{vs} и просуммировав по k , получим

$$4\pi H_{i\mu\beta\lambda}^{sv} = \int_{\Gamma_i} ds \int_{S_-(s)} \psi_{\mu}(\Omega) \psi_{\lambda}(\Omega) (\Omega, -\mathbf{n}(s)) \int_L^{t_+} T(s, s + \Omega t) \chi_{\beta}(s + \Omega t) dt d\Omega.$$

Суммирование по β с весами σ_{β} дает

$$4\pi \sum_{\beta} \sigma_{\beta} H_{i\mu\beta\lambda}^{sv} = \int_{\Gamma_i} ds \int_{S_-(s)} \psi_{\mu}(\Omega) \psi_{\lambda}(\Omega) (\Omega, -\mathbf{n}) (1 - T(\mathbf{r}_-, \mathbf{r}_+)) d\Omega.$$

С другой стороны, такая же замена дает $\pi \sum_k H_{i\mu k\lambda}^{ss} = \int_{\Gamma_i} ds \int_{S_-(s)} \psi_{\mu}(\Omega) \psi_{\lambda}(\Omega) (\Omega, -\mathbf{n}) T(\mathbf{r}_-, \mathbf{r}_+) d\Omega.$

Сложив оба равенства, получим $4 \sum_{\beta} \sigma_{\beta} H_{i\mu\beta\lambda}^{sv} + \sum_k H_{i\mu k\lambda}^{ss} = \frac{1}{\pi} \int_{\Gamma_i} \int_{S_-} \psi_{\mu}(\Omega) \psi_{\lambda}(\Omega) (\Omega, -\mathbf{n}) ds d\Omega = S_i \delta_{\mu\lambda}.$

5. Аналитическое исключение поверхностных потоков

Уравнения (13) и (15) можно свести к форме уравнения (4). Для этого запишем их в матричном виде. Уравнение (13) в этом случае выглядит как

$$\mathbf{J}^{\text{out}} = \mathbf{P}^{vs} \times \mathbf{q} + \mathbf{P}^{ss} \times \mathbf{J}^{\text{in}}, \quad (22)$$

где элементы векторов \mathbf{J}^{out} , \mathbf{J}^{in} , \mathbf{q} записываются в виде $J_{k\lambda}^{\text{out}} = f_{k\lambda}^{\text{out}}$ – выходящий ток, $J_{k\lambda}^{\text{in}} = f_{k\lambda}^{\text{in}}$ – входящий ток, $q_{k\lambda}$ – вектор источников. Элементы матриц определены следующим образом:

$$P_{\alpha\mu k\lambda}^{vs} = H_{\alpha\mu k\lambda}^{vs} / S_k, \quad P_{i\mu k\lambda}^{ss} = H_{i\mu k\lambda}^{ss} / S_k.$$

Уравнение

$$c_{\beta\lambda} = \frac{\sigma_{\beta}}{V_{\beta}} \left(\sum_{\alpha\mu} H_{\alpha\mu\beta\lambda} q_{\alpha\mu} + \sum_{i\mu} H_{i\mu\beta\lambda}^{sv} f_{i\mu} \right) \quad \text{запишем}$$

в виде

$$\mathbf{C} = \mathbf{P} \times \mathbf{q} + \mathbf{P}^{sv} \times \mathbf{J}^{\text{in}}, \quad (23)$$

где вектор \mathbf{C} и элементы матриц записываются так: \mathbf{C} – вектор скорости столкновений, $P_{\alpha\mu\beta\lambda} = \sigma_{\beta} H_{\alpha\mu\beta\lambda} / V_{\beta}$, $P_{i\mu\beta\lambda}^{sv} = \sigma_{\beta} H_{i\mu\beta\lambda}^{sv} / V_{\beta}$.

$$\pi \sum_k H_{\alpha\mu k\lambda}^{vs} = \int_{Z_{\alpha}} \int_{\Omega} \psi_{\mu}(\Omega) \psi_{\lambda}(\Omega) T(\mathbf{x}, \mathbf{r}_+) d\Omega d\mathbf{x}.$$

Сложив обе формулы, получим

$$\sum_{\beta} \sigma_{\beta} H_{\alpha\mu\beta\lambda} + \frac{1}{4} \sum_k H_{\alpha\mu k\lambda}^{vs} = V_{\alpha} \delta_{\mu\lambda}. \quad (21)$$

Аналогично осуществляется замена переменных интегрирования для компонент $H_{i\mu\beta\lambda}^{sv}$ тензора:

Уравнения (22) и (23) свяжем обобщенным условием отражения

$$\mathbf{J}^{\text{in}} = \mathbf{A} \times \mathbf{J}^{\text{out}}, \quad (24)$$

где \mathbf{A} – обобщенная альбедная матрица с элементами $a_{i\mu k\lambda}$.

Исключив из уравнений (22)...(24) токи, получим уравнение, совпадающее по форме с уравнением (4), $\mathbf{C} = \mathbf{P}^w \times \mathbf{q}$, где обобщенная вероятность \mathbf{P}^w записывается

$$\mathbf{P}^w = \mathbf{P} + \mathbf{P}^{sv} \times \mathbf{A} \times (\mathbf{E} - \mathbf{P}^{ss} \times \mathbf{A})^{-1} \times \mathbf{P}^{vs}. \quad (25)$$

В общем случае в альбедной матрице можно поставить альбедные условия, связывающие не только входной и выходной токи на одной грани, но и связать входной ток на одной грани с выходным током на другой грани. Это позволяет эффективным образом учитывать взаимное влияние различных ячеек в поляризованной среде. В случае белого отражения те элементы матрицы \mathbf{A} , которые соответствуют ненулевым моментам, становятся равными 0.

Заметим, что в случае системы с одной границей и условием белого отражения выражение (25) переходит в известную

формулу для расчета вероятности с белым отражением

$$P_{\alpha\beta}^w = P_{\alpha\beta} + P_{\beta}^{sv} a P_{\alpha}^{vs} / (1 - P^{ss} a).$$

Заключение

Полученные в статье формулы по сравнению с более ранними работами позволяют использовать условия белого отражения вместе с угловыми зависимостями и разбиением границ на участки. При этом получены все обобщения условий баланса и симметрий, известные для бесконечных систем или систем с условиями утечки.

Условие белого отражения часто применяется при расчете ячеек и полячеек. Хотя оно не соответствует никакой реальной системе, оно служит хорошим приближением для достаточно однородных систем, в которых поток нейтронов на границе мало отличается от изотропного. Кроме того реальное угловое распределение потока на границе неизвестно. Это приближение ранее использовалось при расчете цилиндризованных ячеек. Это объяснялось тем, что граничные условия, полученные из движений или отражений трехмерного пространства, не могут быть сопоставлены цилиндрической границе без еще более грубых приближений. Действительно, никакая дискретная группа изометрических преобразований в трехмерной геометрии не может иметь цилиндр в качестве фундаментальной области.

Приближение белого отражения хорошо зарекомендовало себя для расчета вероятностей в полячеек, избавляя от необходимости проводить лучи за пределы контейнера. Вследствие этого время расчета тензора оператора переноса сильно уменьшается. Кроме того, при применении белого отражения и двойных лучей обеспечивается точное выполнение условий симметрии тензора как в классическом случае плоских потоков, так и при использовании разложений по угловым гармоникам. Введенное в данной работе разбиение границы на сколь угодно мелкие участки обеспечивает возможность учета неоднородности поверхностных потоков на различных участках границы.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 07-08-13648 ОФИЦ.

Литература

1. Гуревич М.И., Калугин М.А., Пряничников А.В., Тельковская О.В., Шкаровский Д.А. Алгоритмы расчета компонент транспортного тензора в обобщенном методе вероятностей первых столкновений // ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2009, вып. 2, с. 3–10.

*Контактная информация –
Пряничников Александр Вениаминович, с.н.с.,
тел.: (499)196-96-43, e-mail: prianik@adis.vver.kiae.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 3–9.

Расчет выгорания черного поглотителя нейтронов

М.С. Юдкевич,

РНЦ "Курчатовский институт", 123182, Москва, пл. Курчатова, 1
Поступила в редакцию 27.04.2010 г.

Описывается методика расчета выгорания топлива и сильного поглотителя нейтронов в ядерном реакторе. Предлагаемый метод позволяет обойти трудности, связанные с гетерогенной блокировкой сечения поглощения. Эффективность метода демонстрируется на примере.

Ключевые слова: реактор, выгорание, гетерогенный поглотитель.

Burn-up Calculation of a Black Neutron Absorber. M.S. Yudkevich, RRC "Kurchatov Institute", 1, Kurchatov Sq., Moscow, 123182. The method of a fuel and strong absorber burn-up calculation is described. The method proposed allows avoiding problems related with heterogeneous blocking of absorber cross section. The example illustrating method efficiency is provided.

Key Words: Reactor, Burn-up, Heterogeneous Absorber.

Введение

Одна из задач нейтронно-физического расчета реактора – прогнозирование изменения в процессе кампании изотопного состава его делящихся и поглощающих материалов и вызванного этим изменения эффективного коэффициента K_{eff} размножения нейтронов. В разных научных организациях разработано несколько программных комплексов, решающих эту задачу с применением метода Монте-Карло, например, MCU-REA (РНЦ "КИ") [1] и CONKEMO (ГНЦ РФ-ФЭИ) [2]. Эти комплексы дают прецизионное решение для размножающей нейтроны системы произвольных геометрии и состава.

Однако есть практически важный случай, когда даже для сравнительно простых вариантов расчет занимает очень много времени. Такая ситуация имеет место при использовании в конструкции реактора элементов с большим сечением поглощения нейтронов ("черный поглотитель"). В статье описывается альтернативная методика расчета систем с сильным поглотителем нейтронов, которая без потери точности результатов кардинально сокращает расчетное время. Методика программно реализована в MCU-REA, но может быть применена и в других программах.

1. Стандартная методика расчета кинетики изотопного состава

Рассматривается система из некоторого числа материалов известного состава, во всех или в части которых имеются делящиеся изотопы. Как правило, это фрагмент реактора (ячейка, полиячейка, кассета ВВЭР, канал РБМК) или реактор целиком. В дальнейшем для простоты назовем эту систему реактором.

В результате различных реакций нейтрона с ядрами и распада радиоактивных продуктов реакций изотопный состав материалов меняется во времени. Задача состоит в том, чтобы определить состав в заданное время T после начала облучения.

Будем считать, что реактор работает на постоянной мощности P . Это не является ограничением, поскольку кампания реактора всегда делится на отрезки с постоянной мощностью.

Присвоим каждому изотопу порядковый номер i и обозначим его концентрацию C_i – содержание ядер в единице объема. В каждой точке пространства зависимость концентрации изотопов от времени описывается следующей системой уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d}{dt} C_i &= -w_i C_i + \sum_j (\lambda_{ji} + \sigma_{ji} \Phi) C_j; \\ w_i &= \lambda_i + \sigma_i \Phi, \lambda_i = \sum_j \lambda_{ji}, \sigma_i = \sum_j \sigma_{ji}. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Здесь $\Phi = \int f(E) dE$ – поток нейтронов,

$f(E)$ – его энергетический спектр;

$\sigma_{ji} = (\int \sigma_{ji}(E) f(E) dE) / \Phi$ – одногрупповое

сечение изотопа j с образованием изотопа i ;

λ_{ji} – скорость распада изотопа j с образованием изотопа i .

Система уравнений (1) дополняется условием нормировки потока нейтронов на мощность $P = \int \sum_i (\sigma_f E_f C_i) \Phi dE$, где $(E_f)_i$ – энергия, выделяющаяся при делении ядра i .

Все коэффициенты в уравнениях (1) (кроме λ) зависят от спектра нейтронов, который в свою очередь зависит от распределения изотопов по объему реактора. Таким образом, уравнения (1) нелинейны как по координатам, так и по времени. Для их линеаризации используют обычные для вычислительных методов приближения.

Во-первых, реактор разбивается на геометрические зоны, размер которых достаточно мал, чтобы в пределах каждой из них можно было принять, что Φ и σ всех изотопов не зависят от координат и равны среднему значению по объему зоны. Соответственно, объектом расчета становятся средние по зоне концентрации изотопов.

Во-вторых, весь интервал времени T делится на N последовательных отрезков (шагов) (t_{n-1}, t_n) , $t_0 = 0$, $t_N = T$ и расчет проводится последовательно “шаг за шагом”. При этом полагается, что на каждом шаге априорно известны зависимости $\Phi(t)$ и $\sigma(t)$. В простейшем приближении Φ и σ не зависят от t и равны значениям в начале шага. В MCU-REA также допускается и, как правило, применяется линейная зависимость от t .

После линеаризации уравнений (1) задача на каждом шаге распадается на две части:

- расчет пространственно-энергетического распределения нейтронов в реакторе при известном изотопном составе зон; получение средних по зонам значений потока нейтронов и парциальных сечений изотопов. Эту процедуру часто называют “расчет состояния”;
- расчет изотопного состава выгорающих зон в конце временного шага, когда известен состав в начале шага, а также зависимость потока и сечений от времени. Это выполняет программа расчета выгорания, в MCU-REA – это программа BURNUP [3]. Схема расчета иллюстрируется рис. 1.

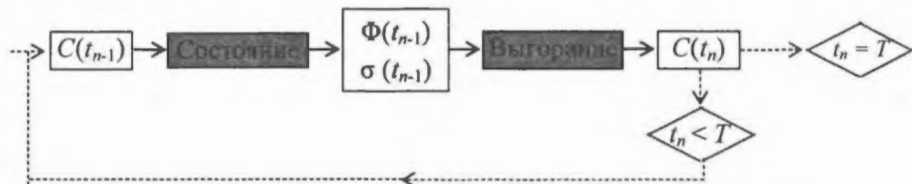


Рис. 1. Схема пошагового расчета изотопного состава

При использовании реакторных программ, основанных на методе Монте-Карло, время решения задачи слабо зависит от числа геометрических зон, но прямо пропорционально числу временных шагов. Эту величину надо стремиться уменьшить для сокращения времени расчета.

2. Особенности выгорания урана и поглотителя

Рассмотрим для примера простейшую по геометрии задачу – расчет выгорания урана и гадолиния в бесконечной по высоте шестигранной ячейке, поперечное сечение которой показано на рис. 2.

Центральный поглощающий стержень содержит естественный гадолиний. Делящийся материал (твэл) содержит уран 25-процентного обогащения. Мощность этого “реактора” равна 0,1 МВт на кг урана.

Со временем в делящемся материале выгорает ^{235}U , образуются изотопы плутония и других трансурановых элементов, накапливаются продукты деления. В поглощающем материале меняется относительное содержание различных изотопов гадо-

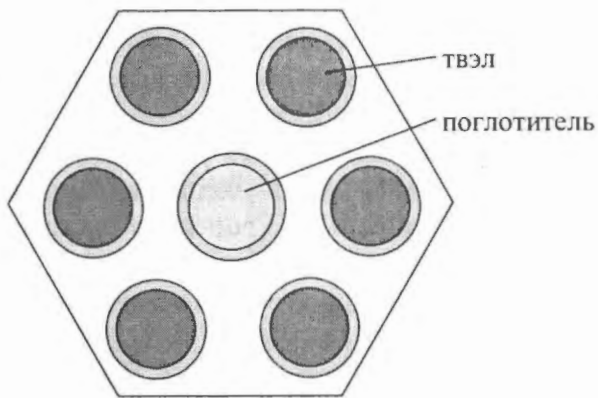


Рис. 2. Геометрия шестигранной ячейки

линия, появляются ^{159}Tb и несколько изотопов диспрозия.

Естественный гадолиний содержит 7 стабильных изотопов. Из них ^{155}Gd и ^{157}Gd имеют очень большое сечение поглощения нейтронов в тепловой и резонансной областях энергии. Содержание в естественной смеси каждого из этих изотопов близко к 15 %, а сечение в тепловой точке равно примерно 60 и 250 тысячам барн, соответственно.

В рассматриваемом примере диаметр поглощающего стержня во много раз превышает длину свободного пробега нейтронов в нем, поэтому сильная пространствен-

ная блокировка нейтронного потока приводит к тому, что выгорание поглощающих изотопов происходит в узкой области, которая движется от поверхности стержня к его центру.

Сравнительные расчеты эффективного коэффициента K_{eff} размножения нейтронов показали, что для получения правильного результата поглощающий стержень следует разбить не менее, чем на 40 зон равного объема. В твэле блокировка мала, этот материал достаточно разбить на 3 зоны. Размер временного шага не должен превышать 10 суток.

Нейтроны различных энергий блокируются по-разному, поэтому спектр нейтронов, а следовательно, поток и одногрупповое сечение зависят от расстояния до центра стержня. Как сечение ^{157}Gd в разных местах поглощающего стержня зависит от времени, показано на рис. 3.

Результатом такого поведения сечений и блокировки нейтронного потока является сложная картина пространственно-временного распределения выгорающих изотопов. Для ^{157}Gd это демонстрируется рис. 4.

Совершенно иная картина в делящемся материале. Здесь все кривые гладкие и мед-

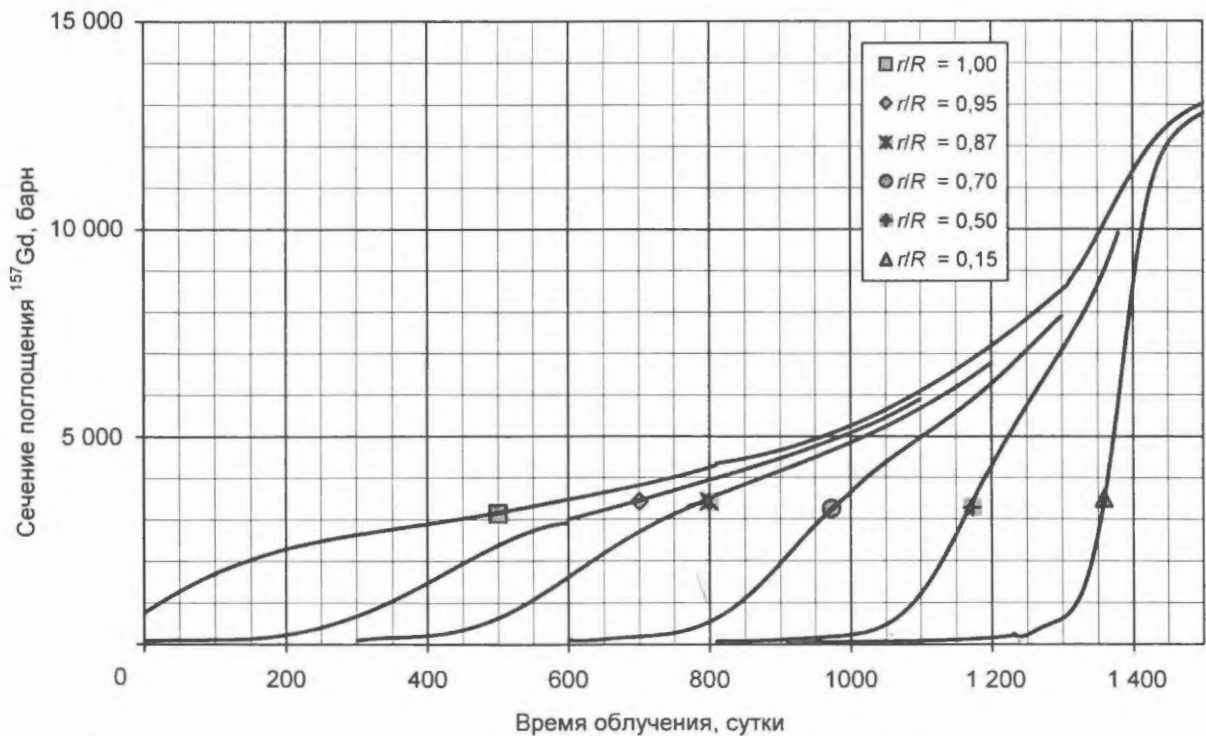


Рис. 3. Зависимость от времени облучения сечения поглощения ^{157}Gd в различных частях поглощающего стержня: R – радиус стержня, r – внешний радиус зоны

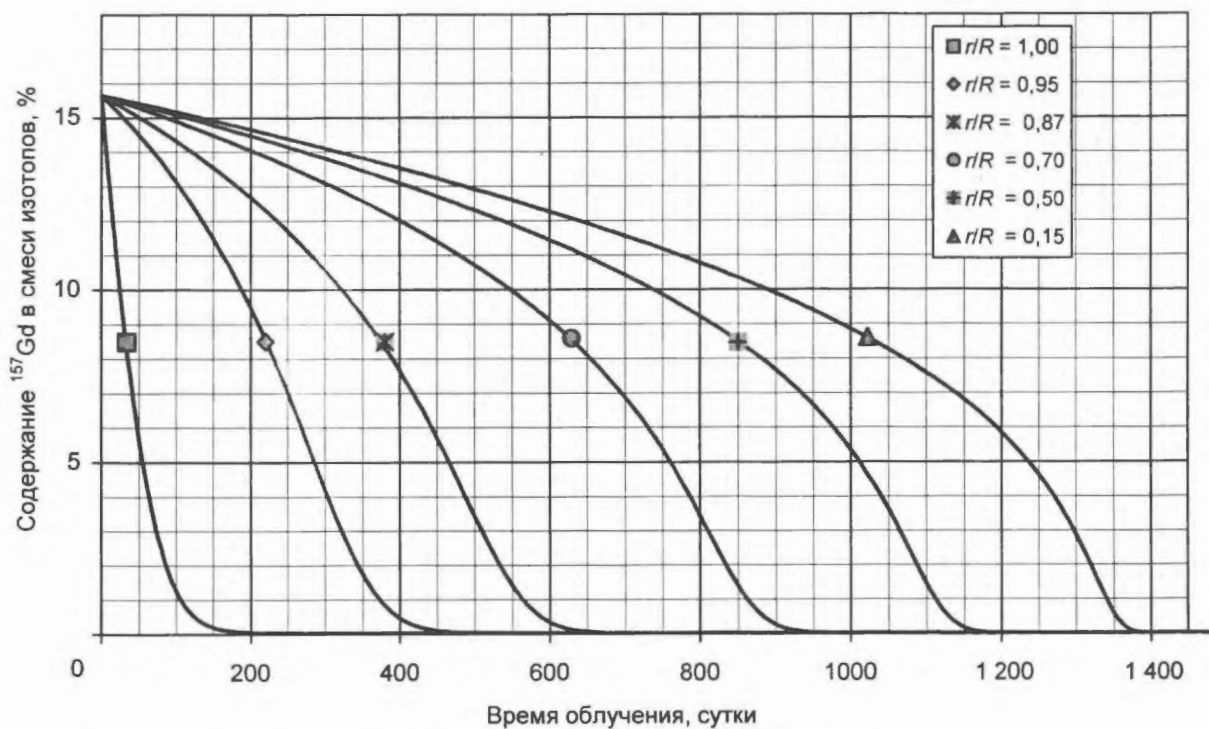


Рис. 4. Зависимость от времени облучения содержания ^{157}Gd в различных частях поглощающего стержня: R – радиус стержня, r – внешний радиус зоны

ленно меняются во времени и пространстве.

Характерные времена изменения концентраций изотопов в делящемся и поглощающем материалах отличаются в десятки раз. Это позволяет на сравнительно большом шаге проводить расчет выгорания урана и поглотителя независимо, т.е. при расчете изотопного состава делящегося материала не учитывать изменение состава поглотителя, а при расчете выгорания поглотителя считать, что он облучается постоянным во времени потоком нейтронов*. Это приближение позволяет построить экономичную расчетную схему.

3. Выгорание поглотителя в нейтронном потоке стационарного источника

Пусть имеется поглощающийся материал, который содержит только неделяющиеся стабильные изотопы. Также стабильны и изотопы, образующиеся при захвате нейтронов. В окружающем пространстве на отрезке времени Δt последовательно рождается Nq нейтронов, часть которых захватыва-

ется в какой-либо зоне поглотителя. Пространственное и энергетическое распределение этого источника нейтронов постоянны во времени. Требуется найти средний по объему изотопный состав каждой зоны в конце облучения.

Методом Монте-Карло эту задачу можно решить следующим образом. Случайным образом выберем начальные координаты и энергию нейтрона источника, разыграем его историю и фиксируем, в какой зоне и на каком изотопе он поглотился.

Если нейтрон поглотился на ядре изотопа номер i , это ядро исчезло и вместо него появилось ядро изотопа номер j (в случае гадолиния ^{155}Gd переходит в ^{156}Gd , ^{156}Gd переходит в ^{157}Gd и т.д.). В результате в зоне, где произошло поглощение, концентрация изотопа i уменьшилась на величину $\delta C = 1/V$, а концентрация изотопа j увеличилась на ту же величину. Здесь V – объем зоны. Отметим, что значение δC одинаково для всех изотопов зоны и не зависит от их концентрации.

Таким образом, окончание истории нейтрона сопровождается изменением изотопного состава той зоны, где он поглотился. История следующего нейтрона разыгрывается в системе с новым материальным со-

* На это несколько лет назад обратил внимание и использовал в своей работе Л.В. Майоров [4].

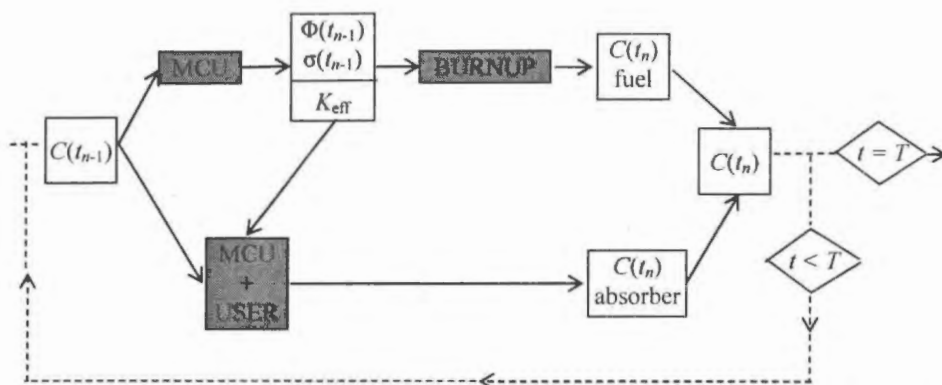


Рис. 5. Схема независимого расчета изотопного состава делящихся и поглощающихся материалов

ставом. После розыгрыша последнего нейтрона задача решена.

В случае реактора источником нейтронов служат нейтроны деления урана и других делящихся изотопов.

Каждое деление ядра сопровождается выделением энергии E_f (средним по делящимся ядрам) и рождением ν нейтронов. Мощность реактора может быть постоянной во времени, только если коэффициент размножения нейтронов $K_{eff} = 1$. Поэтому будем рассматривать не реальную систему, а условно-критическую, для чего вместо ν будем использовать величину ν/K_{eff} . Это обычный прием в практике реакторных расчетов.

При работе реактора на постоянной мощности P в течение времени Δt рождается Nq нейтронов. Формула для Nq очевидна:
$$Nq = \frac{P \Delta t \nu}{E_f K_{eff}}$$

Описанный метод расчета изотопного состава выгорающего поглотителя реализован в программе MCU-REA, для чего написана специальная подпрограмма USER. Она отслеживает конец истории каждого нейтрона и, если история кончается в зоне поглощающего материала, изменяет в ней концентрации нужных изотопов.

4. Комбинированный расчет выгорания

Вышесказанное позволило разработать экономичную с точки зрения затрат времени программу расчета выгорания делящегося материала и поглотителя.

Как и в стандартной методике, время T работы реактора разбивается на N после-

довательных отрезков (t_{n-1}, t_n) , но теперь можно использовать много больший шаг, поскольку он определяется только скоростью выгорания урана, а не поглотителя.

На каждом отрезке времени Δt_n расчет изотопного состава твэла и поглотителя проводится по разным алго-

ритмам. Схема расчета показана на рис. 5. Опишем ее.

1. По программе MCU проводится расчет состояния реактора с материальным составом в начале шага $t = t_{n-1}$; вычисляются K_{eff} и средние по зонам потоки нейтронов и сечения изотопов.
2. С помощью программы BURNUP вычисляется состав только урансодержащих зон в конце шага $t = t_n$.
3. Методом Монте-Карло моделируются M_{hist} историй нейтронов. Для этого вторично применяется программа MCU, но на этот раз дополненная подпрограммой USER. В результате определяется состав зон поглотителя в конце шага $t = t_n$.
4. Вспомогательная программа сводит результаты пп. 2 и 3 и подготавливает исходные данные для следующего временного шага (t_n, t_{n+1}) .

Отметим, что вместо MCU может быть использована любая другая программа расчета нейтронно-физических характеристик реактора методом Монте Карло, а вместо BURNUP – другая программа выгорания.

В п. 3 моделируются M_{hist} историй нейтронов. Значение M_{hist} никак не связано с истинным числом нейтронов, родившихся за время Δt_n , и может быть задано любым, лишь бы оно было достаточно большим, чтобы обеспечить статистическую достоверность результатов. Поэтому каждому моделируемому нейтрону приписывается вес $W = Nq / M_{hist}$ и после поглощения нейтрона в зоне с объемом V ядерные концентрации пары изотопов меняются так:

$$C_i \rightarrow C_i - \Delta C, C_j \rightarrow C_j + \Delta C, \Delta C = \frac{P \Delta t \nu}{E_f K_{eff}} \frac{1}{V}$$

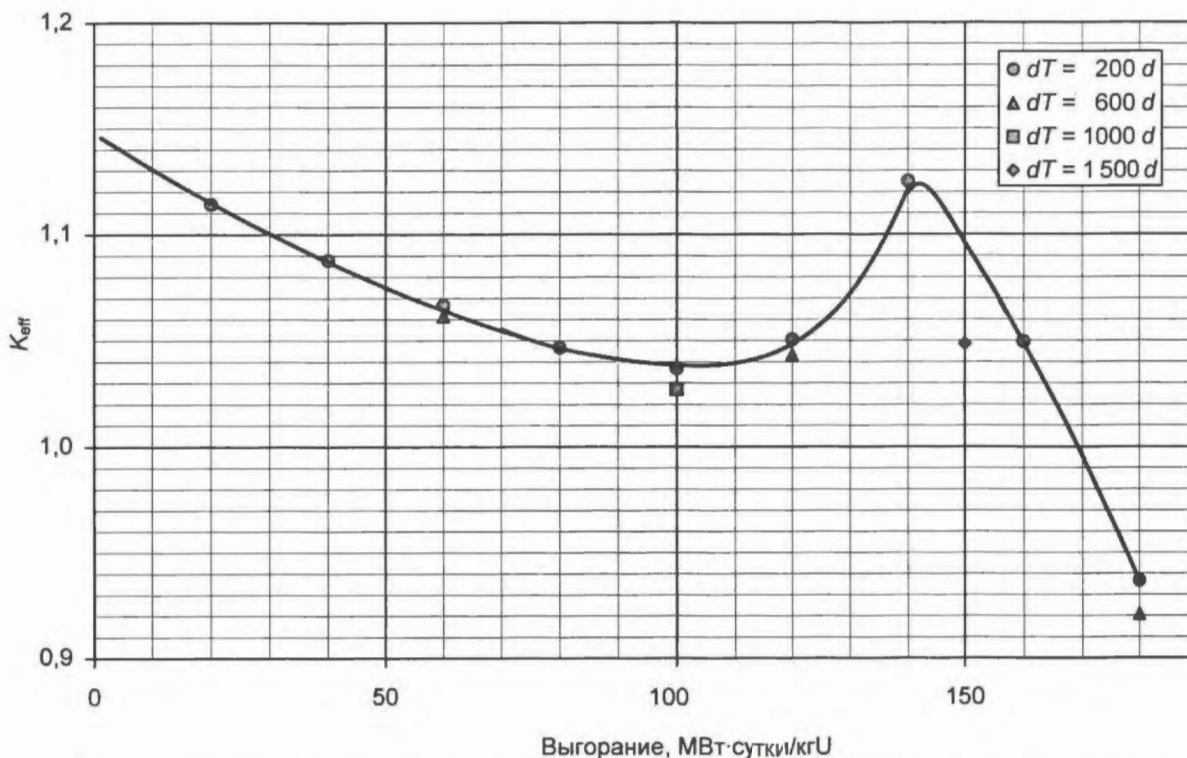


Рис. 6. Сравнение разных методов расчета выгорания урана и гадолиния на примере ячейки (выгорание 1 МВт-сутки/кгU достигается через 10 суток после начала работы реактора)

Для демонстрации эффективности предлагаемой комбинированной схемы рассмотрим расчет K_{eff} ячейки, показанной на рис. 2. Результаты, полученные разными методами, даны на рис. 6.

Сплошная кривая получена по стандартной методике с расчетным шагом 10 суток. Для этого потребовались 180 обращений к реакторной программе, занимающих основное время расчета. Точки получены по комбинированной методике с разными шагами.

Приближенный комбинированный метод при шаге $dT = 200$ сут дает практически те же самые значения K_{eff} , что и стандартный, при 10-кратном выигрыше во времени счета. Возможность увеличения размера шага и тем самым дальнейшее сокращение времени счета определяются требованием к точности результата.

Заключение

Предлагаемая методика расчета выгорания сильного гетерогенного поглотителя кардинально сокращает время работы программ, применяющих метод Монте Карло. Метод реализован в программе MCU-REA, что дало возможность использовать эту программу для массовых проектных расчетов.

Автор признателен М.А. Калугину и С.В. Марину за плодотворное обсуждение результатов и активную помощь в проведении расчетов. Работа выполнена при поддержке ОАО "ОКБМ АФРИКАНТОВ".

Список литературы

1. Гомин Е.А. Статус MCU-4 // ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2006, вып. 1, с. 6–32.
2. Забродская С.В., Хомяков Ю.С., Цибуля А.А. Расчет выгорания с использованием программы ORIGEN в вычислительном комплексе CONKEMO // ВАНТ. Сер. Ядерные константы, 2001, вып. 2, с. 98.
3. Юдкевич М.С. Программа BURNUP для расчета изменения изотопного состава реактора в процессе кампании // Препринт ИАЭ-6048/5, 1997.
4. Kalugin M.A., Maiorov L.V. ALIGR Technique for Reactor Fuel Burn-Up Calculations Using Monte-Carlo Method / In: Proc. of ANS 1998 Winter Meeting, Washington DC, November 15-19, 1998. ANS Trans. Vol. 79. P. 312–313.

Контактная информация –

Юдкевич Марк Соломонович, в. н. с., тел: (499) 196-91-49, e-mail: umark@adis.vver.kiae.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 10–15.

Выгорание родиевого ДПЗ в ВВЭР-1000.

Методика определения линейного энерговыделения по показаниям ДПЗ

А.Ю. Курченков,

РНЦ "Курчатовский институт", 123182, Москва, пл. Курчатова, 1

Поступила в редакцию 19.02.2010 г.

Описывается методика определения линейного энерговыделения тепловыделяющей сборки (ТВС) ВВЭР в месте расположения родиевого детектора прямого заряда (ДПЗ). Уточняется зависимость выгорания ДПЗ от протекшего через него заряда.

Ключевые слова: детектор прямого заряда, система внутриреакторного контроля.

A Rhodium Self-Powered Neutron Detector (SPND) Burn-up in VVER-1000. The Method of Linear Power Definition by SPND Reading. *A.Yu. Kurchenkov, RRC "Kurchatov Institute", 1, Kurchatov Sq., Moscow, 123182.* This article is described a method of VVER fuel assembly linear power definition in the vicinity of rhodium SPND location. It is specified here a SPND burn-up dependence on the integral charge.

Key Words: Self-Powered Neutron Detector, In-Core Noise Diagnostic System.

Введение

В отличие от всех расчетных программных комплексов, имитирующих распределение энерговыделения в зоне реактора, программное обеспечение (ПО) Хортица-М [1, 2] опирается при восстановлении энерговыделения в зоне только на показания ДПЗ с использованием мелкосеточного нейтронно-физического расчета и крупносеточного для интерполяции полей нейтронов в кассетах, не содержащих ДПЗ. В связи с этим правильная интерпретация показаний ДПЗ, а конкретно функции перехода от тока ДПЗ к линейному энерговыделению (далее коэффициенты чувствительности) твэлов, окружающих ДПЗ, играет определяющую роль в восстановлении энерговыделения активной зоны реактора. Степень достоверности этой информации в значительной мере определяет безопасную и экономичную работу реактора.

Система внутриреакторного контроля (СВРК) на ВВЭР-1000 проекта В-320 состоит из следующих основных частей:

- первичных измерительных преобразователей (датчиков);
- линий связи;
- информационно-измерительной аппаратуры нижнего уровня;
- вычислительного комплекса верхнего уровня;

– специализированного (прикладного) ПО.

В состав первичных измерительных преобразователей СВРК, размещаемых внутри реактора, входят датчики контроля нейтронного потока типа ДПЗ и температуры теплоносителя.

ДПЗ в количестве 7 штук, равномерно размещенные по высоте активной зоны, входят в состав сборки внутриреакторных детекторов (СВРД), в количестве 64 (54) штук распределенных по горизонтальному сечению активной зоны. Таким образом, получается 448 (378) датчиков контроля нейтронного потока, равномерно распределенных по объему активной зоны.

Для перехода от тока родиевого ДПЗ к среднему линейному энерговыделению шести ближайших к датчику твэлов для каждой ТВС подготавливаются коэффициенты чувствительности (переходная функция). Следует отметить, что в отличие от других известных СВРК эти функции перехода от тока к линейному энерговыделению не перекалибровываются в процессе эксплуатации.

В связи с особой важностью точного определения коэффициентов чувствительности ТВС с ДПЗ Цимбалов С.А. [3] разработал и реализовал их прямой детальный расчет для каждой кассеты ВВЭР. Показано, что без потери точности расчет коэффициентов чувствительности в кассетах ВВЭР

можно разбить на четыре независимые составляющие:

– расчет электронно-фотонного каскада ДПЗ, т.е. тока детектора на одно поглощение в каждой выбранной цилиндрической зоне родия (не зависящего от типа кассеты и выгорания родия);

– нейтронно-физический расчет активации невыгорающего родия в ДПЗ в реальных спектрах каждой кассеты ВВЭР;

– аппроксимация функции перехода от тока ДПЗ к линейному энерговыделению по выгоранию ТВС и параметрам состояния активной зоны реактора;

– учет выгорания ДПЗ.

Расчет электронно-фотонного каскада ДПЗ проводится с применением программ MCU_EGS4 [4] или MCNP. Нейтронно-физический расчет активации родия и средней мощности твэлов, окружающих датчик, проводится с использованием программы ТВС-М [5, 6] для каждого типа кассет с учетом всех возможных условий выгорания.

В настоящее время срок службы СВРД составляет 4 года. Этот предел связан в том числе с увеличивающейся погрешностью учета выгорания ДПЗ и, следовательно, определения линейной мощности ТВС. В настоящей работе описывается методика расчета переходной функции, разработанная С.А. Цимбаловым, и уточняется форма учета выгорания родиевого ДПЗ. Это в дальнейшем увеличит срок службы СВРД, что особенно актуально при внедрении 18-ти месячных топливных циклов.

1. Методика расчетов коэффициентов чувствительности

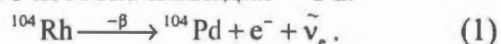
1.1. Расчет электронно-фотонного каскада в ДПЗ

1.1.1. Расчет вероятностей вылета электронов из различных слоев родиевого эмиттера

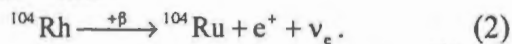
В результате поглощения нейтрона ядром стабильного изотопа родия ^{103}Rh возникает радиоактивный изотоп ^{104}Rh . Ядро ^{104}Rh сразу после захвата находится в возбужденном состоянии и практически мгновенно

“сбрасывает” возбуждение, испуская гамма-кванты. В результате этого основная часть возбужденных ядер переходит в основное состояние изотопа ^{104}Rh с периодом полураспада $T_{1/2} = 43,2$ с. Часть возбужденных ядер (от 7 до 8 %) переходит в метастабильное состояние ^{104m}Rh с периодом полураспада $T_{1/2} = 4,34$ мин.

Бета-распад ^{104}Rh происходит по двум каналам. 99,55 % претерпевает распад, в результате которого образуется ядро стабильного изотопа палладия ^{104}Pd :



По второму каналу с долей 0,45 % происходит позитронный распад, в результате которого появляется ядро стабильного изотопа рутения ^{104}Ru :



Из метастабильного состояния ^{104m}Rh происходят изомерный переход в основное состояние ^{104}Rh (99,87 %) или бета-распад, аналогичный первому каналу распада изотопа ^{104}Rh .

Таким образом, можно считать, что в результате захвата нейтрона ядром родия ^{103}Rh раньше или позже появятся электроны бета-распада ^{104}Rh . При этом необходимо учитывать, что появление позитрона во втором канале распада ^{104}Rh и его последующая аннигиляция будут компенсировать один бета-распад.

На данном этапе моделирования сигнала в ДПЗ решается задача переноса электронов в характерной области вокруг родиевой проволоки. Выбор размера области и детализация компонентов детектора определяются возможностями применяемой программы и предварительной оценкой ожидаемого эффекта. В качестве характерной области можно выбрать: только проволоку, изолятор и коллектор; всю СВРД, включая линию связи и чехол; СВРД в ТВС.

Источником электронов должен быть фиксированный источник или локализованный в одной зоне родиевой проволоки, или распределенный по зонам, подобно распределению скорости радиационного захвата нейтронов. Искомым функционалом могут

быть или односторонние токи электронов через границы раздела сред, или скорости поглощения электронов на атомах среды.

Таким образом, на данном этапе решается задача переноса электронов с внешним источником электронов, распределенным по пространству и энергии. В результате решения данной задачи определяется вероятность $P_{\beta, \text{act}}(r)$ электрону, "рожденному" в проволоке за счет бета-распада, внести вклад в сигнал ДПЗ.

1.1.2. Расчет вероятностей вылета электронов из различных слоев родиевого эмиттера из-за взаимодействия гамма-квантов, возникающих в процессе захвата нейтронов в родии, с электронами вещества ДПЗ

Как отмечено в предыдущем разделе, возникающее в результате поглощения нейтрона "возбужденное" ядро испускает гамма-кванты различной энергии. Распределение скорости захватов нейтронов по радиусу родиевой проволоки из-за пространственно-энергетической блокировки будет неравномерным. Источник захватных гамма-квантов, как и источник электронов, зависит от радиуса одинаковым образом.

Интенсивность источника захватных гамма-квантов прямо пропорциональна скорости радиационного захвата нейтронов ядрами родия. Однако в отличие от электронов, для которых на один захват приходится один электрон, для гамма-квантов на один захват приходится от двух до трех квантов в зависимости от выбранного энергетического распределения. Поэтому важным этапом моделирования данных процессов служит выбор спектра захватных гамма-квантов и их количества на один захват нейтрона ядром родия.

На данном этапе моделирования сигнала в ДПЗ решается задача переноса захватных гамма-квантов и электронов, появляющихся в результате взаимодействия гамма-квантов с атомами среды, в характерной области вокруг датчика. Как и на этапе переноса электронов, выбор размера области и детализация моделей твэлов и детектора определяются возможностями используе-

мой программы. В качестве характерной области можно выбрать: ДПЗ, центральный канал, ТВС реактора. Источником реакторных гамма-квантов должен быть фиксированный источник, локализованный в твэлах ТВС.

Искомым функционалом могут быть или односторонние токи электронов через границы раздела сред, или скорости поглощения электронов на атомах среды. Таким образом, на данном этапе решается задача согласованного переноса реакторных гамма-квантов и сопутствующих им электронов с внешним источником гамма-квантов, распределенным по пространству и энергии. В результате решения данной задачи можно определить вероятность $P_{\gamma, \text{act}}(r)$ электрону, "рожденному" в проволоке за счет взаимодействия захватного гамма-кванта с атомами родия, внести вклад в сигнал ДПЗ.

1.1.3. Роль изолятора ДПЗ в формировании сигнала

Изолятор в ДПЗ отделяет коллектор от эмиттера. Он должен обеспечить высокое электрическое сопротивление при ограниченных толщинах, не эмиттировать в большом количестве заряженные частицы, способные исказить показания детектора, и пропускать заряженные частицы, испускаемые эмиттером. Электроны, попадающие в изолятор, могут поглотиться в нем. При этом изолятор приобретает объемный отрицательный заряд, электрическое поле которого будет влиять на движение электронов, вылетающих из эмиттера.

В работе [7] проведен теоретический анализ влияния объемного заряда на сигнал ДПЗ. В результате показано, что внутри изолятора можно выбрать критическую поверхность, которая разделяет изолятор на две части. В стационарном состоянии заряд изолятора не будет изменяться, так как "натекание" заряда компенсируется его "стеканием" на эмиттер и коллектор. Если электрон поглощается в зоне, примыкающей к эмиттеру, то он "стечет" на эмиттер, а если в зоне, примыкающей к коллектору, то на коллектор. Для определения критического

радиуса в цилиндрическом изоляторе в работе [7] предлагается следующая формула:

$$r_k = r_2 \sqrt{\frac{1 - (r_1 / r_2)^2}{2 \ln(r_2 / r_1)}}, \quad (3)$$

где r_1 и r_2 – внутренний и внешний радиусы изолятора, соответственно.

В работе [8] указывается, что в цилиндрической геометрии на эмиттер стекает от 44 до 46 % заряда, поглощенного в изоляторе в равновесном режиме.

Таким образом, для расчета вероятностей $P_{\beta, \text{act}}(r)$ с учетом процесса накопления заряда в изоляторе ДПЗ можно применять два алгоритма. В обоих проводится расчет переноса электронов от единичного источника, равномерно распределенного по i -й зоне эмиттера с соответствующим распределением по энергии.

В первом алгоритме рассчитываются скорости поглощения электронов в эмиттере – R_{Σ} и в части изолятора со стороны эмиттера до критической границы – $R_{ИЭ}$. В этом случае вероятность $P_{\beta, \text{act}}(r)$ можно выразить как

$$P_{\beta, \text{act}}(r) = 1 - R_{\Sigma} - R_{ИЭ}. \quad (4)$$

Для расчета скоростей R_{Σ} и $R_{ИЭ}$ можно использовать как односторонние токи электронов через границы соответствующих зон и балансную формулу, так и прямой расчет скоростей поглощения электронов в соответствующих зонах.

Во втором алгоритме рассчитываются скорости поглощения электронов в эмиттере – R_{Σ} и во всем объеме изолятора – $R_{И}$. При этом вероятность $P_{\beta, \text{act}}(r)$ можно выразить как

$$P_{\beta, \text{act}}(r) = 1 - R_{\Sigma} - \varepsilon R_{И}, \quad (5)$$

где ε – доля заряда изолятора, стекающего на эмиттер.

В обоих алгоритмах необходимо выбрать один дополнительный параметр: критический радиус в первом случае и параметр ε во втором. Необходимость выбора дополнительного параметра, с одной стороны, вносит дополнительную неопределенность в окончательный результат моделирования, но при этом появляется дополни-

тельная возможность адаптации математической модели к экспериментальным результатам.

Следует отметить, что выбранная модель учета заряда в изоляторе в результирующем токе ДПЗ хорошо работает в случае достаточно небольшого объема изолятора с оптимизированным сопротивлением. Здесь под оптимизацией имеется в виду как выбор материала изолятора, так и то, что при слишком большом сопротивлении изолятора увеличивается величина накапливаемого в нем заряда и, как следствие, более непредсказуемо его влияние на результирующий ток при разных режимах облучения ДПЗ.

С другой стороны, при низком сопротивлении изолятора и достаточно большом сопротивлении линии связи возникают большие токи утечки, что увеличивает погрешность измерения. Очень важным качеством изолятора является слабое изменение его свойств по мере облучения. Например, порошковый изолятор может спекаться и менять форму и количество содержащегося на нем заряда, что сложно спрогнозировать расчетными методами. В данном случае будут рассчитываться коэффициенты чувствительности для кассет с ДПЗ типа КНИ5Б, в котором объем, плотность и сопротивление изолятора оптимизированы.

В случае ДПЗ с неоптимизированными объемом, плотностью и сопротивлением изолятора следует решать более сложную задачу влияния заряда изолятора на его результирующий ток. Этот заряд $\rho(r)$ образует в изоляторе электрическое поле, потенциал $P(r)$ которого равен нулю на внешней и внутренней поверхностях изолятора, а внутри описывается уравнением Пуассона, зависящим от времени и условий облучения.

Весь заряд, который находится ближе к оси датчика, чем ближайший к ней экстремум потенциала, стекает в эмиттер. Заряд, который находится от оси датчика дальше самого дальнего экстремума потенциала, стекает в коллектор, т.е. “в землю”. Тот заряд, который расположен в изоляторе между этими экстремумами, равен в сумме ну-

лю и взаимно компенсируется, не делая никаких вкладов в сигнал.

В любом случае, если для ДПЗ с оптимизированным изолятором расчет вероятностей вылета электронов из различных слоев родиевого эмиттера зависит только от его геометрических размеров и не зависит от условий облучения и даже выгорания родия, то для других ДПЗ это более сложная задача, решаемая скорее всего экспериментально, подбором подходящих зависимостей при большом опыте эксплуатации.

1.2. Нейтронно-физический расчет активации родия в ДПЗ и средней мощности шести окружающих его твэлов

Для корректного расчета распределенного источника электронов и захватных гамма-квантов по радиусу родиевой проволоки необходимо знать распределение скорости радиационного захвата нейтронов в ней, которое рассчитывается в 10-ти цилиндрических слоях, имеющих одинаковый объем. Основной ядерной реакцией в ДПЗ с родиевым эмиттером является реакция радиационного захвата нейтрона ядром ^{103}Rh . Полное сечение реакции радиационного захвата ^{103}Rh приведено на рис. 1.

В сечении при энергии около 1 эВ присутствует широкий резонанс. Поэтому распределение скорости радиационного захвата по радиусу родиевой проволоки будет неравномерным из-за пространственно-энергетической блокировки. Это приводит к тому, что даже при кажущейся тонкости

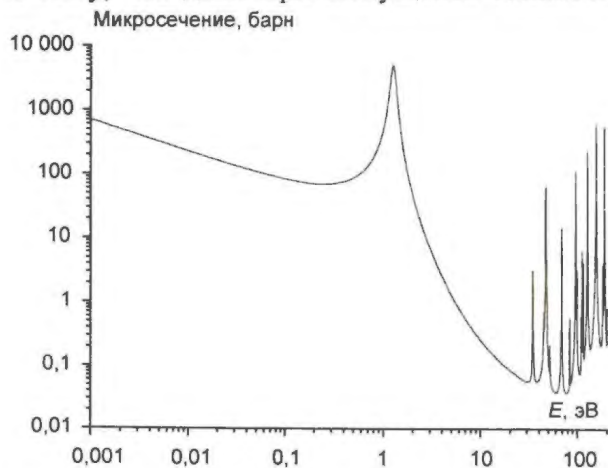


Рис. 1. Сечение радиационного захвата нейтрона ядром ^{103}Rh

проволоки (диаметр порядка 0,5 мм) при моделировании ядерных процессов в ДПЗ родиевую проволоку необходимо разбивать на несколько зон. В данной работе родиевая проволока разбивается на десять равнообъемных зон.

Нейтронно-физический расчет активации родия в ДПЗ и средней мощности шести окружающих его твэлов выполняет спектральная программа ТВС-М для стационарного состояния ТВС. Программа ТВС-М производит 2-мерный расчет поперечного сечения ТВС в 48-ми энергетических группах. Используется усовершенствованный метод вероятности первых столкновений (ВПС). При этом в надтепловой области (группы 1...24, область энергий $E > 0,625$ эВ) групповые константы подготавливаются в предварительном многоточечном (от 3 000 до 5 000 точек разбиения) расчете надтепловой области, чтобы учитывать пространственно-энергетическую блокировку нейтронов практически без приближений.

Программа проводит многозонный расчет изменения нуклидного состава в каждом твэле и каждом поглощающем стержне ТВС, в том числе и в родиевой проволоке. Следует отметить, что из-за сильной пространственно-энергетической блокировки нейтронов, с одной стороны, и существенной зависимости вероятности вылета электронов от их места рождения, с другой, нужно разбивать родиевую проволоку минимум на 10 зон.

Соотношение между средней мощностью соседних твэлов и показанием детектора определяется на основе данных, полученных по программе ТВС-М. Рассчитывается по указанной программе средняя мощность этих твэлов и одновременно распределение $\Sigma_{\text{Rh}}^a(r)$ скорости поглощения нейтронов по радиусу эмиттера. Проводится серия предварительных расчетов выгораний кассет с вариациями плотности и температуры теплоносителя, мощности кассеты, концентрации бора в теплоносителе, с разной историей нахождения в кассете кластеров и выгорающих поглотителей.

1.3. Расчет коэффициентов чувствительности и аппроксимации их по параметрам состояния реактора

Соотношение между средней мощностью твэлов, окружающих детектор, и показанием детектора определяется на основе данных, полученных по программе ТВС-М. Активационная составляющая тока, образованного в эмиттере, равна

$$J_{\text{act}} = e \int_0^R \int_0^R \varphi(r, E) P_{\beta, \text{act}}(r) \Sigma_{\text{act}}(r, E) 2\pi r dr dE, \quad (6)$$

где $P_{\beta, \text{act}}(r)$ – распределение плотности вероятности вылета бета-частиц, образованных при бета-распаде активированных ядер родия, и участия их в токообразовании. Полный ток, образованный в эмиттере детектора, равен

$$J = e \int_0^R \int_0^R \varphi(r, E) P_{\text{tot}}(r) \Sigma_{\text{act}}(r, E) 2\pi r dr dE, \quad (7)$$

где $P_{\text{tot}}(r)$ – распределение плотности вероятности вылета бета-частиц, образованных как при бета-распаде активированных ядер родия, так и в результате комптоновского рассеяния и фотоэлектрического поглощения радиационных гамма-квантов, испускаемых мгновенно при радиационном захвате родином.

Переходная функция равна отношению средней мощности твэлов, окружающих детектор, к току, образованному в эмиттере детектора:

$$S = q/J \text{ МВт/мкА}. \quad (8)$$

В связи с тем, что палладий, образующийся при выгорании родия, практически не отличается от родия по свойствам взаимодействия с бета-частицами, распределение вероятности вылета электронов из эмиттера детектора рассчитывается заранее по специальным программам (например, MCU-EGS4 [4, 8] или MCNP).

Переходная функция S , а точнее коэффициенты аналитического выражения (12) определены так, что обеспечивается занижение максимальной линейной мощности ТВС, которая обычно имеет место на 1...2 году работы ТВС. Мощности сильно выгоревших ТВС обычно заметно меньше

средних значений и занижаются переходной функцией.

Для определения коэффициентов аппроксимации переходной функции выполняются следующие расчеты:

- вероятности вылета бета-частиц из эмиттера детектора;
- значений переходной функции для набора состояний с учетом вероятностей вылета бета-частиц из эмиттера детектора;
- аппроксимации набора значений переходных функций аналитическими функциями методом наименьших квадратов [9] и нормировки переходных функций.

В реакторе нейтроно-чувствительный материал детектора выгорает и поэтому в процессе работы детектора его сигнал уменьшается. Выгорание детектора с хорошей точностью может быть представлено в зависимости от одного аргумента – интеграла тока детектора по времени:

$$Y = \int_0^t J_n(\tau) d\tau. \quad (9)$$

Для описания выгорания детектора обычно применяется следующая экспериментально подтвержденная зависимость показаний выгоревшего и свежего детекторов:

$$J_0 = J_n(Y)/(1-\eta Y)^p, \quad (10)$$

где $J_n(Y)$ и J_0 – показания соответственно выгоревшего и свежего детекторов; η и p – параметры, характеризующие выгорание детектора.

Следует отметить, что в описываемом алгоритме расчета линейной мощности ТВС по показаниям ДПЗ переменные по выгоранию ТВС и ДПЗ разделены. В первую очередь это связано с тем, что ДПЗ выгорают в различных ТВС и корректно отследить историю выгорания ДПЗ в разных кассетах очень трудоемко. С другой стороны, при диаметре родиевой проволоки меньше 0,5 мм кассета не чувствует выгорания ДПЗ (присутствие ДПЗ в кассете слабо заметно только из-за вытеснения воды СВРД).

Выгорание ДПЗ в кассетах с различным обогащением (в разных нейтронных спектрах) тоже практически не различается. На-

пример, если ДПЗ около четырех лет выгорает в кассетах с обогащением 4,9 % и обогащением 1,6 % (4 года для кассеты с обогащением 1,6 %, конечно, это расчетное допущение), то разница в формуле (10) составит всего 1,5 %.

Стационарная линейная мощность ТВС в местах расположения ДПЗ определяется по формуле

$$Q = \frac{SMJ_n K_{ад}}{L(1-\eta Y)^p} K_A, \quad (11)$$

где Q – линейная мощность ТВС; S – переходная функция от тока, образованного в эмиттере детектора, к средней мощности шести твэлов, окружающих детектор; M – количество твэлов в ТВС; η и ρ – параметры, характеризующие скорость выгорания нейтроно-чувствительного материала в детекторе; Y – интеграл тока эмиттера по времени работы детектора; J_n – ток эмиттера детектора; $K_{ад}$ – адаптационный коэф-

фициент, близкий к единице (получен при сравнении мощностей кассет по показаниям ДПЗ и термопар, в настоящее время одинаков для всех типов кассет); K_A – доля активационной (запаздывающей, примерно 0,94 для данного типа ДПЗ) составляющей в токе ДПЗ; L – длина эмиттера.

Переходная функция S , зависящая от спектра нейтронов в родии и соседних твэлах, распределения ядерной плотности родии и ядерного топлива по радиусу, их температур, представляется в виде функции с коэффициентами, полученными в результате аппроксимации этой функции набора значений переходной функции при различных параметрах ТВС и среды. Переходная функция, обеспечивающая незанижение локальных мощностей в наиболее напряженных ТВС, для ВВЭР-1000 (охватываются также ТВС с совместным расположением СВРД и ОР СУЗ) представляется в виде

$$S = P_1(1 + P_2W + P_3W^2 + P_4W^3 + P_5W^4) [1 + P_6(1 + P_7W)(G - G_0)] [1 + P_8(1 + P_9W)(C - C_0)] [1 + (P_{10} + P_{11}W)(Q/Q_0 - 1)] \times [1 + P_{12}(N - 4)] [(1 + P_{13}W_n + P_{14}(W - W_n)W_n)(W_0/K_c) + (1 + P_{15} + P_{16}W_n + P_{17}W_n^2)(W_B/K_{св})], \quad (12)$$

где $P_1 \dots P_{17}$ – коэффициенты аппроксимации; W – текущее выгорание топлива; W_n – выгорание топлива при введенном поглотителе (ОР СУЗ); G, G_0 – текущая и опорная плотности воды; C, C_0 – текущая и опорная концентрации естественного бора в воде; Q, Q_0 – текущая и опорная удельные мощности; N – номер детектора по высоте сборки; W_0 – доля детектора, не перекрытая поглотителем (ОР СУЗ); W_B – доля детектора, перекрытая частью ОР СУЗ; K_c – коэффициент нагрузки твэлов, окружающих трубку с детектором, в ТВС без учета погружения ОР СУЗ, рассчитывается мелкоячеистой нейтронно-физической программой с учетом реального окружения ТВС в активной зоне реактора; $K_{св}$ – коэффициент нагрузки твэлов, окружающих трубку с детектором, в ТВС с учетом погружения борной (или диспрозиевой) части ОР СУЗ.

Опорные значения плотности воды, концентрации бора и удельной мощности соответствуют значениям, при которых вы-

полнены предварительные расчеты состояний по программе ТВС-М.

Следует отметить, что при подготовке коэффициентов данной формулы делается предположение, что гамма-составляющая реакторного излучения в результирующем сигнале ДПЗ пропорциональна активационной составляющей и входит в адаптационный коэффициент $K_{ад}$. На самом деле вклад этого тока в общий сигнал будет разный в свежих ДПЗ, находящихся в кассетах с различным обогащением, с одной стороны, увеличиваясь по мере выгорания ДПЗ, а с другой, уменьшаясь по мере выгорания кассеты. Это приводит к занижению коэффициентов чувствительности при выгорании ТВС.

Также следует отметить, что при определении тепловой мощности реактора по ДПЗ не учитывается энергия альфа-частиц, образующихся при захвате нейтронов бором в теплоносителе (примерно 0,3 % от номинальной мощности), что тоже приводит к дополнительной недооценке коэффициентов чувствительности к концу кампании.

2. Учет выгорания ДПЗ

Для описания соотношения между током J_0 свежего детектора и измеренным током J выгоревшего детектора для ДПЗ с диаметром родиевой проволоки $\approx 0,5$ мм и длиной 250 мм обычно используется экспериментально подтвержденная зависимость (10), где $\rho = 0,94$, $\eta = 0,00345$ 1/Кл, Y – протекший через детектор интегральный заряд. Применяя расчеты по программе ТВС-М с выгорающим и невыгорающим родием в ДПЗ, попробуем подтвердить эту зависимость и по возможности уточнить ее.

В измеряемый сигнал ДПЗ определяющий вклад вносят мгновенная и запаздывающая составляющие, связанные с активацией родия. Еще есть фоновый ток от линии связи, его вклад увеличивается до 15 % в полном сигнале по мере выгорания детектора и, следовательно, его неточный учет может заметно исказить зависимость выгорания ДПЗ от протекшего заряда. В современных сборках детекторов, с фоновыми жилами для каждого датчика и аппаратном вычитании паразитного тока, фоновый ток можно не рассматривать. Из имеющих заметную величину остается ток, возникающий в детекторе за счет гамма-излучения реактора, назовем его гамма-составляющей.

Этот ток зависит только от мощности кассеты, геометрии и материального состава сборки ДПЗ и не зависит от выгорания родия. Он тоже делится на мгновенную (гамма-кванты, возникающие при делении) и запаздывающую (гамма-кванты от продуктов деления) составляющие. Известно, что в стационарном состоянии эти составляющие примерно равны. Период полураспада основных продуктов деления, дающих вклад в запаздывающую составляющую гамма-излучения реактора, примерно в 2,5 раза больше, чем у запаздывающей составляющей, связанной с активацией родия. Ясно, что вклад этого тока в общий сигнал будет разным в свежих ДПЗ, находящихся в кассетах с различным обогащением, с одной стороны, увеличиваясь по мере выгорания ДПЗ, а с другой, уменьшаясь по мере выгорания кассеты.

Допустим, что в сигнале ДПЗ отсутствует составляющая реакторных фотонов. По мере зонного выгорания родиевой проволоки перераспределяется зонная активация родия, меняется (уменьшается) интегральная вероятность вылета электронов и, следовательно, уменьшается ток ДПЗ на один акт поглощения нейтрона в родии (ток, связанный с мгновенной составляющей, увеличивается).

Штатная форма учета выгорания ДПЗ сначала завышает линейную мощность, а при интегральном заряде больше 130 Кл (при длине родиевой проволоки 25 см) занижает ее. На рис. 2 показана разница в процентах в линейной мощности, полученной с использованием отношения J/J_0 , рассчитанного по ТВС-М, и с применением штатной формулы (10) в случае, если составляющая реакторных фотонов равна 0, 1,5 и 3 % от полного сигнала свежего датчика.

Видно, что составляющая реакторных фотонов достаточно сильно влияет на форму учета выгорания ДПЗ. Так как сложно заранее смоделировать реальную историю облучения каждого датчика в реакторе, а зонное выгорание родиевой проволоки слабо зависит от обогащения твэлов, окружающих датчик, будем считать (для унификации формы учета выгорания ДПЗ), что вклад реакторных фотонов (мгновенных и запаздывающих) в полный сигнал свежего датчика составляет 3 % и не зависит от обогащения твэлов, окружающих датчик.

Как видно на рис. 2, при интегральном заряде 151 Кл для проволоки длиной 25 см штатная форма (10) учета выгорания ДПЗ совпадает с расчетами по ТВС-М при $J_{\text{gam}} = 3$ %, что хорошо согласуется с экспериментальным анализом выгорания ДПЗ при протекшем заряде 6 Кл на 1 см. Небольшую разницу можно объяснить либо большей в реальности составляющей реакторного гамма-излучения в полном сигнале ДПЗ, либо неполным исключением фоновых токов из протекшего заряда.

Для минимизации погрешности формы учета выгорания для детектора длиной 25 см после детального нейтронно-фотон-

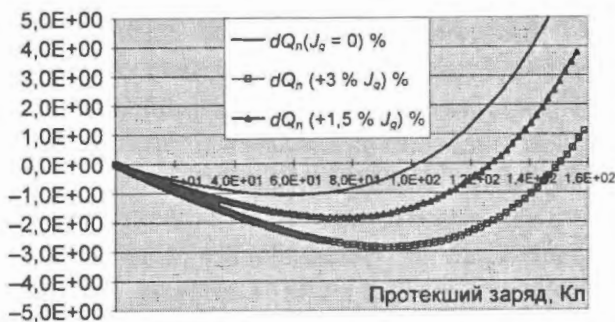


Рис. 2. Разница в процентах в определении линейной мощности dQ_L с использованием отношения J/J_0 , полученного по программе ТВС-М и штатной формуле (10) (при составляющей реакторного излучения в полном сигнале ДПЗ $J_g = 0; 1,5; 3\%$) в зависимости от протекшего заряда

ного расчета облучения ДПЗ предлагается заменить штатную зависимость (10) на формулу

$$J_0 = J(Y)/(1 - (2,65E-3)Y - (3,81E-6)Y^2). \quad (13)$$

В данной работе диаметр родиевой проволоки принят 0,484 мм, а ее длина равной 245,2 мм. Также следует обратить внимание, что влияние спектральных характеристик ТВС на выгорание ДПЗ значительно меньше заявленного разброса его начальной чувствительности ($\pm 0,75\%$).

В заключение нужно отметить, как погрешность формы учета выгорания ДПЗ связана с его начальной чувствительностью. На рис. 3 показана зависимость ошибки в учете выгорания ДПЗ от протекшего заряда для случаев разброса начальной чувствительности. Например, при увеличении начальной чувствительности на 2



Рис. 3. Погрешность учета выгорания ДПЗ для случая разброса начальной чувствительности $\pm 1, \pm 2, \pm 5\%$ в зависимости от протекшего заряда: $d(a\%)$ – отклонение в процентах в значении формулы (10) при отклонении начальной чувствительности ДПЗ на $a\%$

% при протекшем заряде в 150 Кл ошибка в форме учета выгорания ДПЗ вырастет до 2% и, следовательно, суммарная погрешность составит 4%.

Заключение

Описана методика расчетов функции перехода от тока ДПЗ к линейному энерговыделению ТВС в ВВЭР. Для правильного учета выгорания нейтроно-чувствительного детектора с минимальной погрешностью, не накапливающейся по мере облучения датчика, следует провести работы по уточнению реакторной гамма-составляющей в сигнале родиевого ДПЗ. Также следует отметить, что даже для случая свежего, невыгоревшего ДПЗ вклад реакторной гамма-составляющей в регистрируемом сигнале в кассетах с разным обогащением будет отличаться и это необходимо учитывать.

Список литературы

1. *Свидетельство* о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2009612729 “Программный комплекс Хортица-М для системы внутриреакторного контроля реакторов типа ВВЭР”. Зарегистрировано в реестре программ для ЭВМ 28 мая 2009 г.
2. *Калинушкин А.Е., Митин В.И., Семченков Ю.М.* и др. Современная система контроля эксплуатации ядерного топлива на реакторах типа ВВЭР, ее верификация и валидация на Калининской АЭС // ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2009, вып. 3, с. 3–12.
3. *Цимбалов С.А.* Характеристики родиевого детектора нейтронов ДПЗ-1м. Препринт ИАЭ-3899/4, 1984.
4. *Gorodkov S.S., Marin S.V., Tsimbalov S.A.* In-core SPND response calculation with MCU and EGS4 codes / Proc. of the tenth symposium of AER. Moscow, 18-22 September 2000, pp. 735–738.
5. *Программа ТВС-М* (версия 1.4). Регистрационный номер паспорта аттестации ПС № 239 от 23.09.2008. М.: Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2008.
6. *Сидоренко В.Д., Большагин С.Н., Курченков А.Ю., Лазаренко А.П., Цветков В.М.* Программа ТВС-М. Описание алгоритма и инструкция для пользователя. Отчет РНЦ “Курчатовский институт” инв. № 32/1-18-203, 2003.

7. Ober T.G., Malloy J.W. An advanced model for the prediction of the total burnup-dependent self-powered rhodium detector response / Proc. Int. Conf. on Mathematics and Computations, Reactor Physics and Environmental Analysis. Vol. 2. P. 22–31, Portland, Oregon, 1995.

8. Gorodkov S.S., Gomin E.A. et al. Calculation of rhodium SPND sensitivity with the Monte-Carlo code MCU-REA. Int. symposium safety related measurements in reactors, 10-12 September 2002, Moscow.

9. Линник Ю.В. Метод наименьших квадратов и основы теории обработки наблюдений. М.: Физматгиз, 1968.

Контактная информация –

Курченков Александр Юрьевич, с. н. с., тел.: (499)196-72-11, e-mail: s327@vver.kiae.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 16–25.

УДК 621.039.58

Расчетное моделирование режима с отключением двух из четырех работающих ГЦН на номинальной мощности блока № 3 Калининской АЭС

В.А. Терешонок, Л.В. Кряквин, В.С. Степанов,

ОАО “ВНИИАЭС”, 109507, Москва, ул. Ферганская, 25,

О.Ю. Кавун, А.И. Попыкин, Р.А. Шевченко, С.А. Шевченко,

ФГУ “НТЦ ЯРБ”, 107140, Москва, ул. Малая Красносельская, д. 2/8, к. 5

Поступила в редакцию 11.08.2009 г.

Приводится описание результатов измерений параметров динамического режима, обусловленного одновременным отключением двух главных циркуляционных насосов (ГЦН) на блоке № 3 Калининской АЭС. Отдельные параметры данного режима рассчитаны по программному комплексу РАДУГА-7.5. Для этого с использованием программы WIMSD-5B разработана и верифицирована библиотека двухгрупповых констант для номенклатуры кассет, применяемых в активной зоне (а.з.) блока № 3 Калининской АЭС. Представлено сравнение результатов расчетов и измерений. Результаты измерений и расчетной оценки отдельных параметров размещены в банке экспериментальных данных по изотопному составу отработанного топлива реакторных установок (РУ) с ВВЭР и РБМК и результатам динамических измерений на сборках и РУ с ВВЭР, используемых в НТЦ ЯРБ для верификации и экспертизы программных средств.

Ключевые слова: ВВЭР, Калининская АЭС, аварийный режим, останов, ГЦН, эксперимент, измерение, расчет, программа РАДУГА-7.5.

Calculation of a Transient with Shutdown of Two Main Circulation Pumps of Four at Unit № 3 of Kalinin NPP Nominal Power Level. *V.A. Tereshonok, L.V. Kryakvin, V.S. Stepanov, JSC “VNIIAES”, 25, Ferganskaya St., Moscow, 109507, O.Yu. Kavun, A.I. Popykin, R.A. Shevchenko, S.A. Shevchenko, SEC NRS, 2/8 (bld. 5), Malaya Krasnosel'skaya St., Moscow, 107140.* The measurements during transient with the simultaneous shutdown of two main circulation pumps (MCP) at Kalinin-3 NPP are described. Some parameters of this transient were calculated with RADUGA-7.5 code. For this purpose two-groups constant library was developed and verified. Cross section data were generated with the WIMSD-5B code. Comparison between results of calculations and measurements of this transient is presented. Measured and calculated data are available on the SEC NRS experimental data bank. This experimental data bank is used by SEC NRS for codes verification and validation.

Key Words: VVER, Kalinin NPP, Transient, Shutdown, MCP, Experiment, Measurement, Calculation, RADUGA-7.5 Code.

1. Описание измерений параметров режима с остановом двух ГЦН на блоке № 3 Калининской АЭС

Измерение и регистрация параметров в исследуемом динамическом режиме осуществлялись с помощью штатных средств – систем верхнего блочного уровня (СВБУ) и внутриреакторного контроля (СВРК), а также дополнительного измерительного комплекса – системы экспериментального контроля.

В исходном состоянии параметры РУ имели значения, приведенные в таблице в столбце “Исходное состояние” (данные СВРК за исключением концентрации борной кислоты в реакторе, определенной посредством лабораторного химанализа). Состояние оборудования и систем регулирования соответствовало проекту. Реактор находился в режиме стационарного отравления Хе-135. Концентрация борной кислоты в теплоносителе I контура, компенсаторе давления (КД) и в системе подпитки была выровненной. Автоматический регулятор мощности (АРМ) находился в режиме “Т” поддержания давления в главном паровом коллекторе (ГПК), соответственно электронная часть системы регулирования (ЭЧСР) турбины – в режиме “Рег. N” поддержания нагрузки турбогенератора (ТГ).

В 9 час 9 мин 3,28 с 05.10.2005 (время по данным СВБУ) с автоматизированного рабочего места начальником смены реакторного цеха на блочном пункте управления одновременно отключены ГЦН №№ 3 и 4 – два смежных из четырех работающих ГЦН.

Параметры, зарегистрированные по окончании переходного процесса, обусловленного одновременным отключением ГЦН №№ 3, 4, приведены в таблице (столбец “Конечное состояние”) и на картограммах рис. 1, 2 (строка “конечное состояние”).

В таблице: $T_{эф}$ – эффективное время работы реактора, эфф. сут; $N_{а.з.}$ – средняя (средневзвешенная) тепловая мощность реактора, МВт, % $N_{ном}$; $N_{1к}$ – тепловая мощность реактора, рассчитанная по параметрам теплоносителя I контура, МВт, % $N_{ном}$;

$N_{2к}$ – тепловая мощность реактора, рассчитанная по параметрам питательной воды, подаваемой в парогенераторы (ПГ), МВт, % $N_{ном}$; $N_{дпз}$ – тепловая мощность реактора, рассчитанная по показаниям датчика прямой зарядки (ДПЗ), МВт, % $N_{ном}$; $N_{акнп}$ – тепловая мощность реактора, рассчитанная по данным аппаратуры контроля нейтронного потока (АКНП), МВт, % $N_{ном}$; $N_{эл}$ – электрическая мощность (активная) ТГ, МВт; H_i – положение в а.з. i -й группы органов регулирования (ОР) СУЗ ($i = 1...10$), см, %; $C_{бк}$ – концентрация борной кислоты в теплоносителе, г/кг; $T_{х i}$ – температура теплоносителя в “холодной” нитке i -й петли ($i = 1...4$), °С; $\Delta T_{пт i}$ – средний подогрев теплоносителя в i -й петле ($i = 1...4$), °С; $T_{вх}$ – средняя (по петлям с работающими ГЦН) температура теплоносителя на входе в реактор, °С; $\Delta T_{пт}$ – средний подогрев теплоносителя, °С; $P_{1к}$ – давление (избыточное) в I контуре, МПа; ΔP_p – перепад давления на реакторе, МПа; $\Delta P_{гцн i}$ – перепад давления на i -м ГЦН ($i = 1...4$), МПа; $G_{пт i}$ – расход теплоносителя в i -й петле I контура ($i = 1...4$), м³/час, т/час; G_p – расход теплоносителя через реактор, м³/час, т/час; $L_{кд}$ – уровень теплоносителя в КД, см; $L_{пт i}$ – уровень котловой воды в i -м ПГ ($i = 1...4$), мм, см; $G_{пв i}$ – расход питательной воды в i -й ПГ ($i = 1...4$), м³/час, т/час; $T_{пв i}$ – температура питательной воды на входе в i -й ПГ ($i = 1...4$), °С; $P_{пт i}$ – давление (избыточное) пара в i -м ПГ ($i = 1...4$), МПа; $P_{гпк}$ – давление (избыточное) пара в ГПК, МПа; $\delta W_{дпз}$ – аксиальный офсет по ДПЗ; $\delta W_{а.з.}$ – аксиальный офсет, рассчитанный по восстановленному полю энерговыделения в а.з.; $K_q макс$ – максимальное значение коэффициента неравномерности относительной мощности ТВС, отн. ед.; $K_v макс$ – максимальное значение коэффициента неравномерности энерговыделения в объеме а.з., отн. ед.; $\Delta T_{к макс}$ – максимальный подогрев теплоносителя в кассете, °С.

После отключения ГЦН №№ 3, 4 события развивались в следующей последовательности:

– через 1,42 с (здесь и ниже от момента времени отключения ГЦН №№ 3, 4)

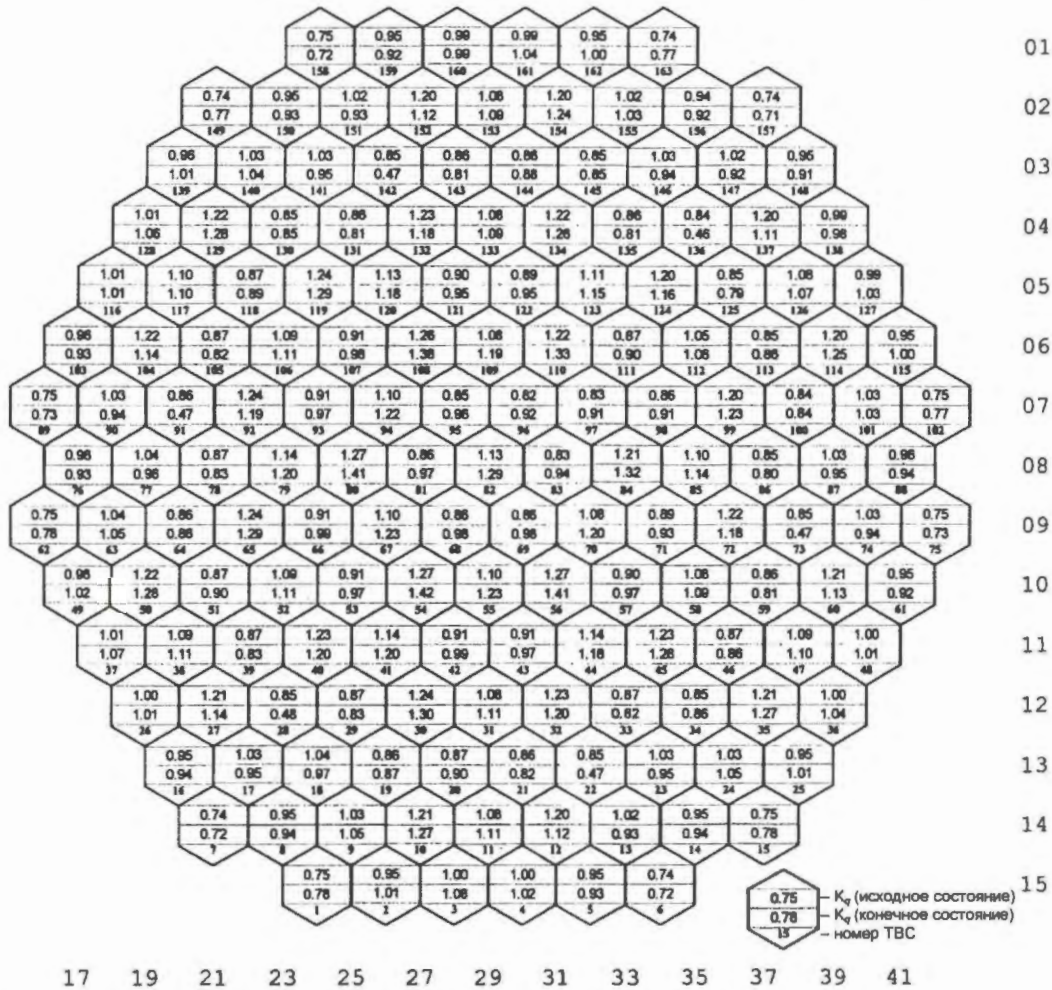


Рис. 1. Относительное энерговыделение в ТВС в исходном и конечном состояниях в переходном процессе, обусловленном одновременным отключением двух ГЦН из четырех работающих (Калининская АЭС, блок № 3, 1-я топливная загрузка): K_q – коэффициент неравномерности энерговыделения по касетам, отн. ед.

сработало устройство разгрузки и ограничения мощности (РОМ) реактора – прошел сигнал “РАЗГР4 ОТКЛ 2/4 ГЦН ПЗ-1 2КОМ”;

– через 1,43 с сработала ускоренная предупредительная защита (УПЗ) – сигнал “ОТКЛ 2ГЦН >1,4С 1 УПЗ 1КОМ”;

– через 1,44 с сработала УПЗ – сигнал “ОТКЛ 2ГЦН >1,4 С 1 УПЗ 2КОМ”;

– через 1,46 с сработал РОМ – сигнал “РАЗГР4 ОТКЛ 2/4 ГЦН ПЗ-1 1КОМ”;

АРМ по фактору срабатывания “ПЗ-1” переключился из режима “Т” в режим “Н” поддержания мощности реактора и отключился от управления ОР СУЗ;

– через 2,44 с, после снижения мощности реактора ниже 75 % $N_{НОМ}$ (вследствие паде-

ния группы УПЗ), снялись сигналы “ОТКЛ 2ГЦН >1,4С $N > 75\%$ УПЗ 2КОМ” и “ОТКЛ 2ГЦН >1,4С $N > 75\%$ УПЗ 1КОМ”; сразу же после этого в точном соответствии с алгоритмом на 4-й с снялись сигналы “РАЗГР4 ОТКЛ 2/4 ГЦН ПЗ-1 1КОМ” и “РАЗГР4 ОТКЛ 2/4 ГЦН ПЗ-1 2КОМ”, что привело к снятию сигнала “ПЗ-” и включению АРМ в режим “Н”, при этом АРМ “запомнил” как уставку значение мощности реактора во время включения. Так как значение данной уставки оказалось выше текущей мощности реактора, то с 3-й по 7-ю секунды АРМ в режиме “Н” отработал “на больше” и извлек 10-ю группу ОР СУЗ на + 8 см (от 88,07 до 90,34 %). Заметим, что до снятия сигнала “ПЗ-1” работой устройства

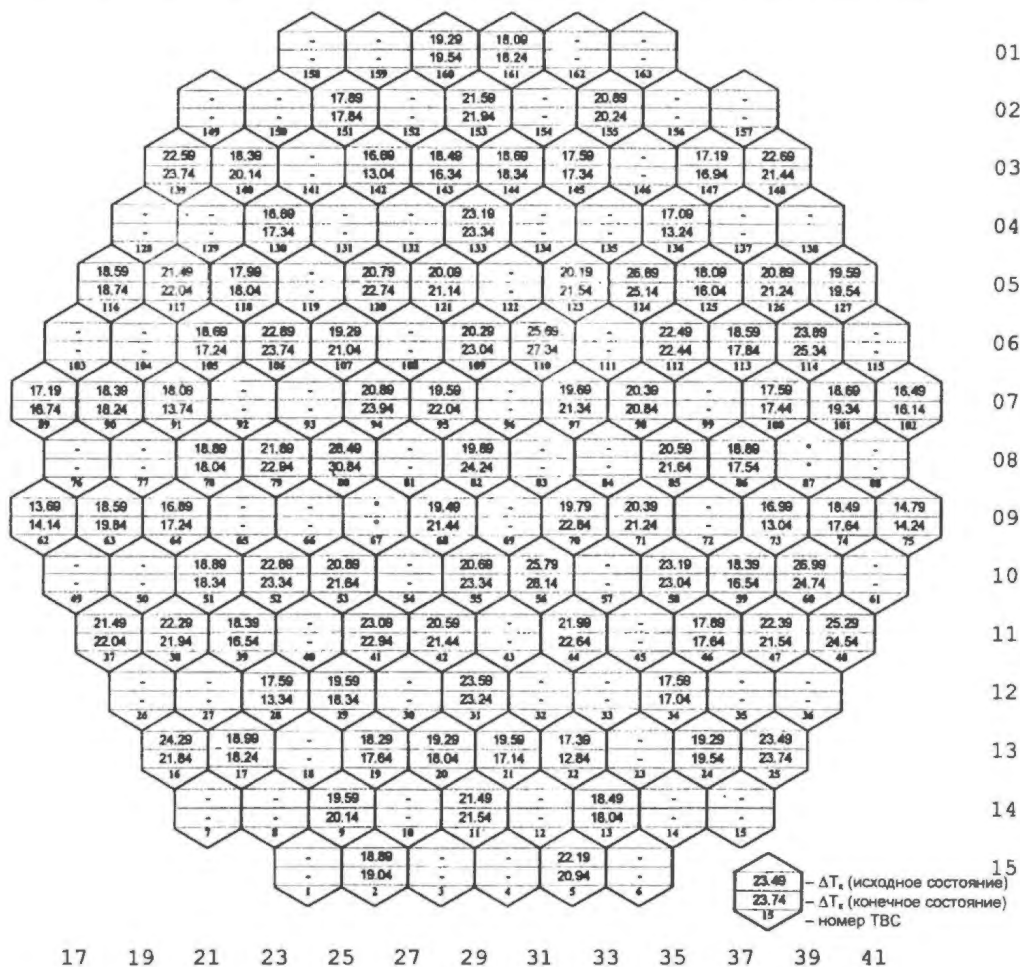


Рис. 2. Подогрев теплоносителя в ТВС по данным термоконтроля СВРК в исходном и конечном состояниях в переходном процессе, обусловленном одновременным отключением двух ГЦН из четырех работающих (Калининская АЭС, блок № 3, 1-я топливная загрузка): ΔT_k – подогрев теплоносителя в k -й кассете ($k = 1 \dots 95$), °C

РОМ 10-я группа ОР СУЗ была погружена на 2 см относительно исходного положения (от 88,64 до 88,07 %).

Спустя 6,45 с от начала процесса, а именно через 4 с после снятия сигнала “ПЗ-1”, прошли сигналы “РАЗГР4 ОТКЛ 2/4 ГЦН ПЗ-1 2КОМ” и “РАЗГР4 ОТКЛ 2/4 ГЦН ПЗ-1 1КОМ”, АРМ отключился от управления ОР СУЗ, а РОМ начал снижать мощность реактора погружением 10-й группы ОР СУЗ, которое осуществлялось в течение 36 с (до 43-й с процесса), после чего РОМ при $N_{акпп} = 40\% N_{ном}$ отключился и включился в работу АРМ в режиме “Н”. Положение 10-й группы ОР СУЗ при этом составляло 69,89 %.

В последующем АРМ поддерживал мощность реактора по АКНП в диапазоне

38,2...40,0 % $N_{ном}$ извлечением 10-й группы ОР СУЗ от 69,89 % до верхнего концевого выключателя, продолжавшимся с 51-й по 134-ю с процесса. На 150-й с оператор начал извлекать из а.з. 4-ю группу ОР СУЗ (группу УПЗ) при работе АРМ в режиме “Н”. Мощность реактора $N_{акпп}$ при этом поддерживалась в интервале 38,4...41,7 % $N_{ном}$.

В 10 час 6 мин 8 с (на 3 424-й с процесса) группа ОР СУЗ № 4 была извлечена в крайнее верхнее положение. Положение 10-й группы ОР СУЗ при этом равнялось 59,66 %.

За счет падения группы УПЗ мощность реактора по данным АКНП снизилась на величину $\Delta N = -(46 \dots 47)\% N_{ном}$ (с учетом “отработки” отрицательных обратных свя-

Таблица основных параметров I и II контуров в исходном и конечном состояниях в переходном процессе, обусловленном одновременным отключением двух ГЦН из четырех работающих (Калининская АЭС, блок № 3, 1-я топливная загрузка)

Параметр	Значение	
	Исходное состояние	Конечное состояние
Дата	05.10.2005	05.10.2005
Время, час:мин:с	9:09:00	9:13:34
$T_{эф}$, эфф. сут	130,60	130,60
$N_{а.э.}$, МВт	2 908	1 239
$N_{1к}$, МВт	2 941	1 202
$N_{2к}$, МВт	2 877	1 275
$N_{дпз}$, МВт	2 900	1 243
$N_{акпп}$, МВт	2 939	1 203
$N_{эл}$, МВт	990	406
$H_{1-3,5-9}$, см (%)	352 (100)	352 (100)
H_{10} , см (%)	312 (88,64)	298 (84,66)
H_4 , см (%)	352 (100)	48 (13,64)
$C_{бк}$, г/кг	3,60	3,60
$T_{х.т.}$, °С	288,50; 287,89; 288,09; 287,56	285,40; 285,13; 285,24; 285,50
$\Delta T_{пт.т.}$, °С	29,29; 29,07; 28,90; 29,60	18,21; 19,91; - 9,73; - 9,90
$T_{вх.}$, °С	288,01	285,26
$\Delta T_{пт.}$, °С	29,21	19,06
$P_{1к}$, МПа	15,59	15,26
ΔP_p , МПа	0,38	0,38
$\Delta P_{гцн.т.}$, МПа	0,566; 0,566; 0,563; 0,559	0,361; 0,365; 0,062; 0,051
$G_{пт.т.}$, м ³ /час	22 336; 22 155; 21 784; 21 816	26 764; 26 875; - 4 589; - 4 177
G_p , м ³ /час	88 092	44 872
$L_{кд.}$, см	869	733
$L_{пт.т.}$, см	222; 220; 221; 222	219; 216; 221; 213
$G_{пв.т.}$, т/час	1 437; 1 369; 1 378; 1 378	1 149; 1 146; 0; 0
$T_{пв.т.}$, °С	215,90; 215,70; 216,70; 214,90	192,30; 192,70; 214,50; 212,00
$P_{пт.т.}$, МПа	6,26; 6,27; 6,25; 6,25	6,04; 6,08; 5,88; 5,89
$P_{гпк.}$, МПа	5,97	5,89
$\delta W_{дпз}$, %	- 4,73	- 12,50
$\delta W_{а.э.}$, %	- 1,14	- 10,10
K_q макс/ТВС	1,27/08-25	1,42/10-27
$\Delta T_{к макс.}$ °С/ТВС	28,49/08-25	30,84/08-25
K_v макс/(ТВС/слой)	1,48/(10-27/5)	1,75/(10-31/2)

зей по мощности реактора с уровня 97,97 % $N_{ном}$ в исходном состоянии до уровня 51 % $N_{ном}$ на 10-й с процесса).

Продолжавшееся после окончания работы РОМ на 43-й с процесса снижение мощности реактора и вызвавшее, начиная с 51-й с, срабатывание АРМ “на больше” обусловлены начавшимся отравлением реактора ксеноном-135.

ЭЧСР при работе в режиме “Reg. P” поддержания давления в ГПК резким при-

крытием клапанов турбоагрегата (ТА) на интервале времени примерно с 7-й по 44-ю с процесса (от 47,5, 28,5, 35,8 и 32,5 % до соответственно 20,2, 11,6, 17,0 и 17,4 %) к 50-й с снизила электрическую мощность от исходного значения, составлявшего 988 МВт, до 450 МВт. Затем вследствие снижения $P_{гпк}$ регулирующие клапаны ТА к 90-й с процесса прикрылись соответственно до 18,4, 9,8, 15,0 и 16,0 %. При последовавшем росте давления пара в ГПК регулирующие

клапаны к 162-й с процесса приоткрылись соответственно до 19,6, 10,9, 16,4 и 17,0 %, после чего их положения изменялись незначительно.

Электрическая мощность ТГ к 105-й с процесса снизилась до 363 МВт (минимальная в исследуемом режиме величина), потом примерно к 170-й с возросла до 407 МВт, после чего изменялась незначительно относительно значения 400 МВт, т.е. фактически приведена к величине, соответствующей тепловой мощности реактора. Скорость снижения $N_{эл}$ на интервале времени с 7-й по 44-ю с процесса составила примерно 14,5 МВт/с.

Останов и последующее изменение направления потока теплоносителя в петлях №№ 3 и 4 I контура начались на 25...30-й с процесса.

Отметим, что величины $G_{пт3}$ и $G_{пт4}$, а также и G_p , примерно до 105-й с процесса определены с большой погрешностью (до окончания выбега ГЦН №№ 3, 4). Связано это с тем, что в СВРК отсутствует модель вычисления расходов теплоносителя в петлях I контура на интервале времени выбега ГЦН. Увеличение расходов теплоносителя в петлях с работающими ГЦН №№ 1, 2 обусловлено снижением гидросопротивления I контура (в первую очередь реактора) из-за снижения через него расхода.

Заметим, что на интервале времени переходного процесса примерно до 105-й с значения $N_{пт i}$ мощностей петель I контура ($i = 1...4$) и $N_{Iк}$ определяются с большой погрешностью, так как

- недостоверны значения $G_{пт3}$ и $G_{пт4}$;
- не учитывается транспортное время потоков теплоносителя, что необходимо в первую очередь для петель с отключаемыми ГЦН, особенно на интервале времени примерно до 90-й с, когда происходят перераспределение и стабилизация расходов теплоносителя в I контуре.

Вообще говоря, определяемые СВРК значения $N_{пт i}$ даже в стационарных режимах имеют большую погрешность, обусловленную погрешностями измерения как расходов теплоносителя в петлях I контура, так и его температуры в “горячих” нитках

этих петель. Действительно, из-за плохого перемешивания теплоносителя после выхода из а.з. измеряемая штатными средствами температура теплоносителя в “горячих” нитках петель I контура сильно зависит от распределения поля энерговыделения по радиусу а.з. [1].

Так, например, для рассматриваемого энергоблока № 3 Калининской АЭС при четырех работающих ГЦН смещение поля энерговыделения к центру а.з. приводит к увеличению (максимум на 5 °С) измеряемой СВРК температуры в “горячих” нитках при постоянной мощности реактора, а при смещении поля энерговыделения в периферийную часть а.з., наоборот, к уменьшению (до 5 °С) измеряемой температуры. При неполном количестве работающих ГЦН на неоднородность температуры теплоносителя по сечению трубопроводов “горячих” ниток петель I контура с работающими ГЦН дополнительно оказывает влияние подмешивание теплоносителя из “горячих” ниток петель с отключенными ГЦН.

2. Расчетная оценка измерений параметров режима с остановом двух ГЦН на блоке № 3 Калининской АЭС по программному комплексу РАДУГА-7.5

2.1. Подготовка библиотеки двухгрупповых диффузионных констант для ВВЭР-1000 блока № 3 Калининской АЭС по программе WIMSD-5B

На первом этапе моделирования динамического режима с отключением двух ГЦН в НТЦ ЯРБ создана библиотека нейтронно-физических сечений для а.з. РУ В-320 энергоблока № 3 Калининской АЭС. Для создания библиотеки использовался разработанный в отделе ядерной безопасности НТЦ ЯРБ программный комплекс LC1000, в основе которого лежит программа WIMSD-5B [2]. Библиотека рассчитана для максимального выгорания топлива, равного 61 500 МВт·сут/тU, что соответствует максимальному выгоранию топлива за 4 года работы в реакторе. Шаг по выгоранию выбирался из соображений уточнения динамики выгорания гадолия, т.е. первые

200 суток изотопный состав пересчитывался с шагом в 20 дней, после – с шагом в 50 дней. Всего получилось 37 точек по выгоранию.

Первая топливная загрузка а.з. реактора блока № 3 Калининской АЭС укомплектована из ТВСА (ТВС альтернативная) разработки ОКБМ (г. Н. Новгород) с уран-гадолиниевым топливом и без стержней выгорающего поглотителя. В состав данной топливной загрузки до ее выгорания 96 эфф. суток входили пять типов ТВСА (рис. 3).

Отметим, что ТВСА имеют ребра жесткости, которые так же, как и направляющие каналы и дистанционирующие решетки, изготовлены из циркониевого сплава Э-635.

После эксплуатации этой топливной загрузки в течение 96-ти эфф. суток оказавшаяся дефектной кассета с координатами 07-32 (рис. 3) с первоначальным обогащением 2,2 % вес. по урану-235 заменена на "свежую" штатную ТВС с обогащением 1,6 % вес. по урану-235. Дистанционирующие решетки и направляющие каналы данной ТВС изготовлены из нержавеющей стали.

Схема расстановки топлива в а.з. реактора блока № 3 Калининской АЭС после замены дефектной ТВСА на штатную ТВС приведена на рис. 3. На картограмме представлена также схема расположения ОР СУЗ реактора и их распределения по группам.

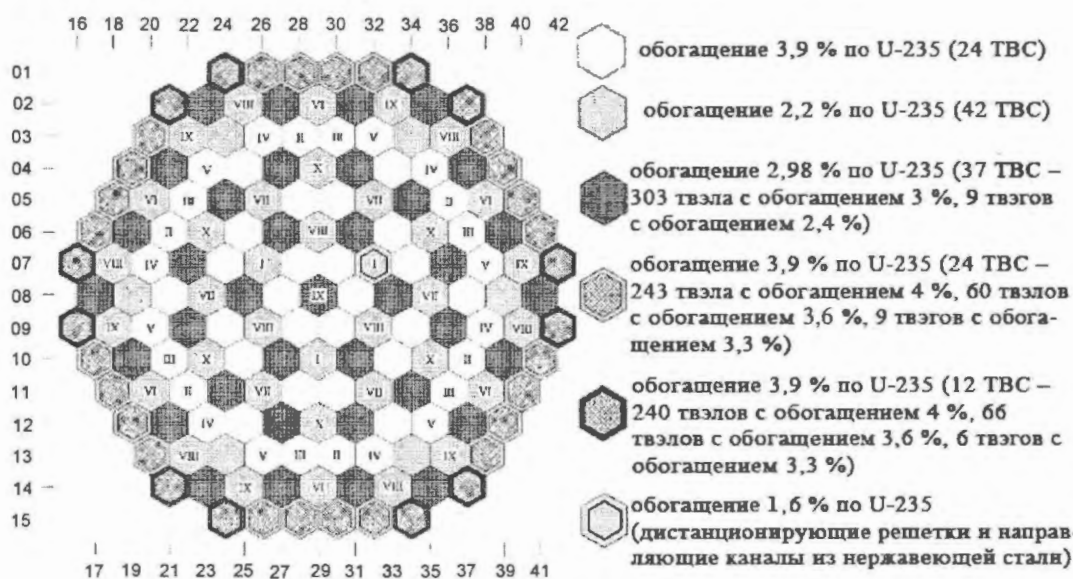


Рис. 3. Схема расстановки топлива в а.з. реактора блока № 3 Калининской АЭС после замены дефектной кассеты

2.2. Моделирование режима с остановом двух ГЦН на блоке № 3 Калининской АЭС

Моделирование режима проводилось по программному комплексу РАДУГА-7.5 [3], основное назначение которого – нестационарный совместный, полномасштабный, трехмерный, нейтронно-теплогидродинамический расчет процессов в переходных и аварийных режимах в РУ типа ВВЭР.

Программный комплекс РАДУГА-7.5 учитывает различного рода нарушения в работе систем безопасности. Возможно моделирование работы регулятора мощности, движения отдельных органов СУЗ, групп стержней СУЗ, пассивной и активной систем ввода поглотителя, несимметричной подачи борированной, чистой, холодной и горячей воды в I контур, несимметричного захлаживания петель I контура и т.д.

Программный комплекс РАДУГА-7.5 моделирует течи из I контура как в защитную оболочку, так и в ПГ, определяет также состояние топлива РУ: среднюю и максимальную температуры топлива и оболочек твэлов, минимальный запас до кризиса теплообмена. При моделировании переходных процессов в РУ осуществляется контроль над пространственным перераспределением мощности энерговыделения и давлением в реакторе. При превышении допустимых значений этих величин моделируется срабатывание АЗ.

Комплекс учитывает работу технологических систем I и II контуров, в том числе гидроемкостей систем аварийного охлаждения а.з. (САОЗ), пассивного отвода тепла (СПОТ), быстродействующих редуцированных установок сброса пара в атмосферу (БРУ-А), в конденсатор турбины (БРУ-К), предохранительных клапанов и т.д.

Уравнение кинетики в общем виде в диффузионном приближении для быстрой группы имеет вид

$$\frac{1}{V_1} \frac{dF_1}{dt} = \nabla(D_1 \nabla(F_1)) + \Psi(1 - \beta) + \sum_{i=1}^n \lambda_i C_i - (\Sigma_{зам} + \Sigma_{a1}) F_1;$$

для тепловой группы:

$$\frac{1}{V_2} \frac{dF_2}{dt} = \nabla(D_2 \nabla(F_2)) + \Sigma_{зам} F_1 - \Sigma_{a2} F_2,$$

где F – поток нейтронов; V – скорость нейтронов; D – коэффициент диффузии; $\Psi = v_{f1} \Sigma_{f1} F_1 + v_{f2} \Sigma_{f2} F_2$ – источник нейтронов; v_f – выход нейтронов на акт деления; Σ_f – сечение деления; λ – постоянная распада источников запаздывающих нейтронов; $\beta = \sum_{i=1}^n \beta_i$ – доля запаздывающих нейтронов; C – концентрация источников запаздывающих нейтронов; $\Sigma_{зам}$ – сечение замедления; Σ_a – сечение поглощения.

Уравнение для запаздывающих нейтронов решается в каждом расчетном узле а.з., причем предусмотрен учет запаздывающих нейтронов вплоть до 21-й группы:

$$dC_i/dt = \beta_i \Psi - \lambda_i C_i.$$

Трехмерные нестационарные поля энерговыделения в а.з. определяются путем решения двухгруппового диффузионного уравнения нейтронной кинетики методом сеток. Система уравнений нестационарного переноса нейтронов решается в гексагональной геометрии методом конечных разностей с учетом запаздывающих нейтронов. Перетекание теплоносителя между соседними кассетами не учитывается.

Применение пространственной модели а.з. позволяет корректно моделировать динамику полей энерговыделения, включая перераспределение поля энерговыделения, вызванное несимметричной работой органов СУЗ, несимметричной подачей теплоносителя в зону, захлаживанием теплоносителя в петлях и т.д.

При расчете поглощения нейтронов используется трехмерная нестационарная модель распределения Xe, Sm и их ядер-предшественников. При расчете влияния отравления Xe и Sm моделируются как исходное отсутствие отравления, так и равновесное отравление указанными изотопами (независимо друг от друга). Кроме того, исходная концентрация Sm может использоваться из предыдущего расчета после перегрузки топлива. Это связано с распадом Pm и накоплением Sm в облученных топливных кассетах после длительной стоянки реактора.

Теплогидравлическая модель реализована в приближении гомогенной несжимаемой жидкости.

В соответствии с расчетной схемой (рис. 4) система уравнений движения будет иметь вид

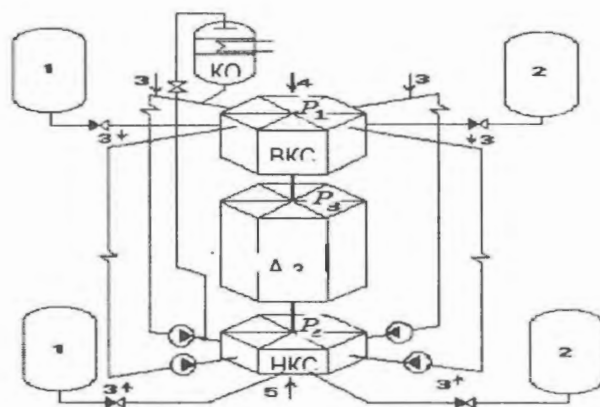


Рис. 4. Расчетная схема I контура в соответствии с конструктивной схемой РУ типа ВВЭР:

1 – гидроемкость 1-й ступени; 2 – гидроемкость 2-й ступени; 3 – подпитки в контур; 4, 5 – подпитки соответственно в верхнюю (ВКС) и нижнюю (НКС) камеры смешения; КО – компенсатор объема

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^n \frac{l}{f} \frac{dG_z}{dt} - P_2 + P_3 &= - \sum_{i=1}^n \frac{\xi_z}{2\rho f^2} G_z |G_z| - \rho gh; \\ \sum_{i=1}^n \frac{l}{f} \frac{dG_{\Pi}}{dt} - P_1 + P_2 &= - \sum_{i=1}^n \frac{\xi_{\Pi}}{2\rho f^2} G_{\Pi} |G_{\Pi}| - \rho gh + P_{\text{нас}}; \\ \sum_{i=1}^n \frac{l}{f} \frac{dG_o}{dt} - P_3 + P_1 &= - \sum_{i=1}^n \frac{\xi_o}{2\rho f^2} G_o |G_o| - \rho gh; \\ \sum_{i=1}^{n_z} G_z &= \sum_{i=1}^{n_{\Pi}} G_{\Pi} = G_o; P_1 = P_{\text{кО}}, \end{aligned} \right\}$$

где $P_{\text{кО}}$ – давление в КО; i – номер канала; n – максимальное количество входящих каналов; l – длина канала; f – проходное сечение канала; ρ – плотность; $P_{1,2,3}$ – давление соответственно в ВКС, НКС и на выходе из а.з.; h – высотная отметка; g – напряженность гравитационного поля; G – расходы; ξ – местные сопротивления; $P_{\text{нас}}$ – напор насоса; индексы относятся: Z – к каналам а.з.; Π – к петлям циркуляции; O – к общему тяговому участку.

Решение уравнения производится при следующих допущениях: поток теплоносителя гомогенный; жидкость несжимаема; стенки жесткие, постоянного сечения.

Если пренебречь сжимаемостью жидкости и диссипацией энергии, то уравнение сохранения энергии для отдельного узла примет вид

$$M \frac{dH}{dt} = \sum_{i=1}^n G_{\text{вх}} H_{\text{вх}} - \sum_{i=1}^m G_{\text{вых}} H_{\text{вых}} + Q;$$

$$\sum_{i=1}^n G_{\text{вх}} - \sum_{i=1}^m G_{\text{вых}} = 0,$$

где M – масса теплоносителя в узле; H – средняя энтальпия теплоносителя в узле; $G_{\text{вх}}$ – расход на входе в узел; $H_{\text{вх}}$ – энтальпия теплоносителя, входящего в узел; m – максимальное количество выходящих каналов; $G_{\text{вых}}$, $H_{\text{вых}}$ – соответственно расход и энтальпия теплоносителя на выходе из узла; Q – мощность источника тепла.

Предполагается, что теплоноситель, входящий в узел, мгновенно перемешивается с теплоносителем в узле, следовательно, энтальпия вытекающего из узла теплоносителя равна средней энтальпии узла.

Уравнение концентрации борной кислоты имеет следующий вид:

$$M \frac{dC}{dt} = \sum_{i=1}^n G_{\text{вх}} C_{\text{вх}} - \sum_{i=1}^m G_{\text{вых}} C + G_{\text{под}} C_{\text{под}},$$

где C – концентрация бора; $G_{\text{под}}$ – расход подпитки; $C_{\text{под}}$ – концентрация бора в теплоносителе подпитки.

В программе учитывается эффект неполного перемешивания теплоносителя.

2.3. Описание исходных данных модели РУ для моделирования измерений по программному комплексу РАДУГА-7.5

До начала эксперимента реактор проработал 130 эфф. суток. Моделирование выгорания топлива до указанного момента времени выполнено по стационарному варианту программного комплекса РАДУГА-7.5. На 96-е сутки с начала работы РУ произведено моделирование перегрузки дефектной кассеты.

Общее состояние оборудования на момент начала проведения эксперимента на блоке № 3 Калининской АЭС, смоделированное по программному комплексу РАДУГА-7.5:

- тепловая мощность РУ – 2 997 МВт;
- концентрация борной кислоты в I контуре – 3,5 г/кг;
- давление теплоносителя в I контуре – 15,75 МПа;
- средняя температура теплоносителя в а.з. – 305 °С;
- средняя плотность теплоносителя в а.з. – 714,42 кг/м³;
- средняя температура топлива в зоне – 736,81 °С;
- уровень теплоносителя в КД – 8,57 м;
- положение ОР СУЗ – группы 1...9 на верхнем концевики, группа 10 (регулирующая) – 80 %;

– давление в ГПК – 6,0 МПа.

Это состояние (близкое к нему) получено по программному комплексу РАДУГА-7.5 в результате стационарного расчета на момент начала переходного процесса, начинающегося через 5 с расчета исходного стационарного состояния. В этот момент отключаются два смежных ГЦН №№ 3 и 4. После отключения ГЦН началась разгрузка РУ и за время около 100 с мощность снизилась с исходного значения до 40 %. При моделировании группа УПЗ (четвертая группа ОР СУЗ) была полностью погружена в течение 4-х с, при этом мощность снизилась до 52 % от номинальной.

Отметим, что в программном комплексе РАДУГА-7.5 проводится совместный нестационарный нейтронно-теплогидравлический расчет, поэтому в нем не используются никакие внешние данные об эффективности ОР. Их эффективность формируется в результате протекания моделируемого процесса.

Положение управляющей 10-й группы ОР СУЗ на момент начала переходного процесса составляло 80 %, к 54-й с расчета достигло значения 53,33 % и далее не изменялось. Здесь следует отметить, что положение ОР в расчетном моделировании отличается от данных измерения (при измерениях АРМ с 51-й по 134-ю с извлекал 10-ю группу, а оператор начал извлечение четвертой группы на 150-й с процесса – см. раздел 1), но это не имеет существенного влияния на полученные результаты, так как основная цель моделирования – исследование характеристик I контура РУ на начальном этапе переходного процесса.

К 50-й с процесса зарегистрированы полное прекращение прямого расхода через отключенные петли и начало обратного расхода, в эксперименте обратный расход зафиксирован на 25...30-й с процесса.

Отключение двух ГЦН привело к снижению параметров I контура и мощности, отводимой через ПГ отключенных петель во II контур. Как следствие снижения параметров II контура – увеличение уровня котловой воды в ПГ, снижение подачи расхода питательной воды в ПГ и его практически

полное прекращение к 80-й с в ПГ отключенных петель. Во время переходного процесса не было вмешательства системы борного регулирования.

Моделирование II контура в части изменения давления на входе в ТГ не полностью соответствовало условиям проведения измерений. На входе в ТГ в течение всего времени моделирования поддерживался расход, формируемый в паровом коллекторе. По этой причине ниже приводятся только некоторые расчетные величины, относящиеся к I контуру.

2.4. Результаты расчета некоторых параметров режима с остановом двух ГЦН на блоке № 3 Калининской АЭС

Из рис. 5 (1-я стр. цветной вкладки) следует, что программным комплексом РАДУГА-7.5 достаточно хорошо моделируется “динамическая” эффективность сбрасываемой 4-й группы при срабатывании УПЗ, которая определяет развитие переходного процесса. Под словом “динамическая” здесь понимается эффективность группы, определяемая в ходе нестационарного расчета. Некоторое различие в ходе кривых изменения мощности по оси абсцисс может быть связано с недостаточной “синхронизацией”, т.е. различием в определении начала процессов измерения и расчета. Следует отметить консерватизм результата (завышение мощности), полученного расчетным путем.

По программному комплексу РАДУГА-7.5 получаются близкие к измеряемым нестационарные расходы по петлям (рис. 6). Это говорит о достаточно адекватной, хоть и простой теплогидравлической (теплогидродинамической) модели, использованной в программном комплексе (см. п. 2.2 настоящей работы). Расчеты описывают обратный расход по 3-й петле. Скачок в районе 60 с связан с возможно неточным заданием модели ГЦН в программном комплексе или неточностью измерений.

Замечание, сделанное по поводу рис. 6 о неполной адекватности моделирования процесса в районе 30...60 с, относится и к рис. 7. В данном случае интересовал общий



Рис. 6. Изменение расходов теплоносителя в петлях 1 и 3 по данным СВРК и рассчитанное по программному комплексу РАДУГА-7.5 в переходном процессе, обусловленном отключением ГЦН №№ 3, 4 из четырех работающих

ход процесса без детального соответствия численных значений. Обращает на себя внимание правильный тепловой баланс. Это проявляется по соответствию рассчитанных и измеренных мощности и полного расхода для времен (рис. 5 и 7), когда процесс стабилизировался.

Изменения во времени температуры в "горячих" нитках петель с работающим и



Рис. 7. Изменение полных расходов теплоносителя через реактор по данным СВРК и рассчитанное по программному комплексу РАДУГА-7.5 в переходном процессе, обусловленном отключением ГЦН №№ 3, 4 из четырех работающих

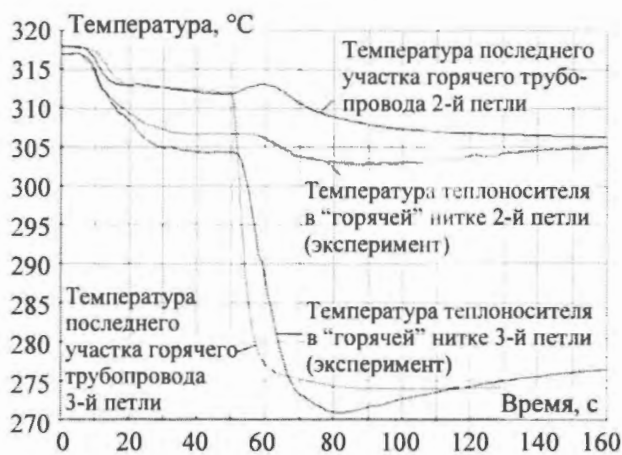


Рис. 8. Изменение во времени температуры теплоносителя в "горячих" нитках петель I контура по термосопротивлениям в переходном процессе, обусловленном отключением ГЦН №№ 3, 4 из четырех работающих

отключенным ГЦН (рис. 8) качественно совпадают в измерении и расчете. Разница численных значений вызвана несоответствием расположения термопар при проведении измерений и стандартной выдаче результатов в программном комплексе РАДУГА-7.5. При этом численно результаты различаются незначительно.

Изменения температуры в "холодных" нитках петель (рис. 9) также качественно совпадают в расчетах и измерениях. Более значительное численное различие в температуре холодного участка отключенной 3-й петли соответствует таким же различиям



Рис. 9. Изменение во времени температуры теплоносителя в "холодных" нитках петель I контура по термосопротивлениям в переходном процессе, обусловленном отключением ГЦН №№ 3, 4 из четырех работающих

расходов теплоносителя по петлям. Также несоответствие может быть вызвано различиями в местах расположения термопар и стандартной выдачей результатов программного комплекса РАДУГА-7.5.

Анализ и сравнение полученных результатов с экспериментальными данными показывают, что качественно все приведенные моделируемые зависимости соответствуют измерениям, включая появление обратного расхода в петлях с отключенными ГЦН. Наиболее существенны различия результатов моделирования временной зависимости температуры в “холодных” нитках отключенных петель (рис. 9). Этот факт требует дополнительного согласования расчетной модели и измерений.

Суммируя результаты сравнения измеренных и рассчитанных величин, можно сказать следующее. Использована стандартная, т.е. никак не адаптированная к данному измерению компоновка программного комплекса. В такой компоновке возможны расчеты широкого спектра переходных процессов в условиях нормальной эксплуатации и отклонений от них, включая аварийные режимы. Основная цель приводимого расчета – получение изменения мощности в рассматриваемом процессе. Здесь получены удовлетворительные результаты.

Расчеты других параметров (расходов по петлям и температуры теплоносителя) показывают, что близость результатов измеренной и рассчитанной мощностей не является случайной.

Заключение

Результаты моделирования по программному комплексу РАДУГА-7.5 переходного процесса, вызванного остановом двух смежных ГЦН РУ с ВВЭР-1000, качественно согласуются с результатами измерения основных параметров РУ, имевшими место при останове двух смежных ГЦН на энергоблоке № 3 Калининской АЭС. Отдельные количественные различия предполагается в дальнейшем устранить путем уточнения соответствия параметров расчетной модели реальным параметрам РУ.

Список литературы

1. *Терешонок В.А., Ивченко В.В., Пителимов В.А., Степанов В.С.* О зависимости показаний датчиков термоконтроля в “горячих” нитках ГЦК от распределения энерговыделения в активной зоне ВВЭР-1000. Сб. “Атомные электрические станции России”, 2007.
2. *WIMS-D5.* NEA Data Bank Documentation, Package ID No. 1507/02, 1998.
3. *Кавун О.Ю., Таранов Г.С.* Программный комплекс “РАДУГА” с трехмерной двухгрупповой моделью активной зоны, моделирующий динамические процессы в РУ с ВВЭР, и результаты верификации нейтронно-физического модуля. Сб. трудов семинара “Алгоритмы и программы для нейтронно-физических расчетов ядерных реакторов” (НЕЙТРОНИКА-95), 24-26 октября 1995 г., Обнинск, 1997.

Контактная информация –

Шевченко Роман Александрович, инженер 2-й категории, тел.: (499)264-08-48, e-mail: rshevchenko@secnrs.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 25–36.

Сопоставление измеренного и рассчитанного токов ионизационной камеры при измерении эффективности аварийной защиты на этапе физпуска энергоблока № 3 Калининской АЭС

В.А. Терешонок, Л.В. Кряквин, В.А. Пителимов, В.С. Степанов,

ОАО "ВНИИАЭС", 109507, Москва, ул. Ферганская, 25,

О.Ю. Кавун, А.И. Попыкин, Р.А. Шевченко, С.А. Шевченко,

ФГУ "НТЦ ЯРБ", 107140, Москва, ул. Малая Красносельская, д. 2/8, к. 5,

А.Л. Егоров,

РНИЦ "Курчатовский институт", 123182, Москва, пл. Курчатова, 1,

В.И. Куликов,

ОАО "Головной институт "ВНИПИЭТ", 197183, С.-Петербург, ул. Савушкина, 82

Поступила в редакцию 18.03.2010 г.

Приводится сравнение измеряемого тока ионизационной камеры (ИК) при определении эффективности аварийной защиты (АЗ) на этапе физического пуска ВВЭР-1000 энергоблока № 3 Калининской АЭС с соответствующей величиной, полученной расчетным моделированием измерения, выполненным на основе программного комплекса РАДУГА-7.5.

Ключевые слова: ВВЭР, Калининская АЭС, аварийный режим, ионизационная камера, эксперимент, измерение, расчет, программа РАДУГА-7.5.

Comparison of Measured and Calculated Currents of the Ionization Chamber for Measuring the Effectiveness of Emergency Protection during Physical Start-up Unit № 3 of Kalinin NPP. *V.A. Tereshonok, L.V. Kryakvin, V.A. Pitilimov, V.S. Stepanov, JSC "VNIIAES", 25, Ferganskaya St., Moscow, 109507, O.Yu. Kavun, A.I. Popykin, R.A. Shevchenko, S.A. Shevchenko, SEC NRS, 2/8 (bld. 5), Malaya Krasnosel'skaya St., Moscow, 107140, A.L. Egorov, RRC "Kurchatov Institute", 1, Kurchatov Sq., Moscow, 123182, V.I. Kulikov, JSC "East-European Leading Scientific Research and Design Institute for energy technologies", 82, Savushkina St., St. Petersburg, 197183.* The measured current of ionization chamber at SCRAM efficiency determination during the physical start-up of the VVER-1000 reactor on Kalinin 3 NPP is compared with the corresponding values obtained by calculation modeling of measurements made with RADUGA-7.5 code.

Key Words: VVER, Kalinin NPP, Transient, Ionization Chamber, Experiment, Measurement, Calculation, RADUGA-7.5 Code.

Введение

При физпуске энергоблока № 3 Калининской АЭС проведено значительное число физических экспериментов, что обусловлено освоением новой топливной загрузки активной зоны (а.з.). Измерение и регистрация параметров в ходе проведения физических экспериментов на этапе физпуска осуществлялись с помощью штатных средств: систем внутриреакторного контроля (СВРК), контроля, управления и диагностики (СКУД), верхнего блочного уровня (СВБУ) и экспериментального контроля (СЭК). В архивах СВРК, СКУД и СВБУ с периодичностью соответственно 1 с и 10 с

регистрировались мощность реактора в пусковом и рабочем диапазонах аппаратуры контроля нейтронного потока (АКНП), положение органов регулирования (ОР) СУЗ и другие параметры.

Измерение эффективности АЗ ВВЭР-1000 и обработка результатов производились согласно отраслевым руководящим документам РД ЭО 0150-2004 [1] и РД ЭО 0151-2004 [2]. Измеренной считается реактивность, рассчитанная по измеренному току ИК по модели точечной кинетики. Токи ИК в процессе измерения записывались СЭК на внешний носитель с интервалом 0,1 с. В составе измерений приводятся расчеты реактивности, предусмотренные докумен-

том [2] с использованием точечной модели кинетики.

Расчетное моделирование сброса АЗ проводится с помощью нестационарного совместного нейтронно-физического и теплогидравлического (НФ/ТГ) расчетов по программному комплексу РАДУГА-7.5 [3].

1. Моделирование измерения реактивности

Для моделирования измерения реактивности необходимо смоделировать сигнал ИК, формируемый плотностью потока тепловых нейтронов от а.з. реактора, после чего данный сигнал обрабатывается по модели точечной кинетики. Ток ИК можно связать с плотностью потока в месте расположения ИК. В данной работе предложено в соответствии с РД ЭО 0151-2004 [2] считать ток ИК прямо пропорциональным плотности потока тепловых нейтронов в месте расположения ИК.

В свою очередь плотность потока связана с источником нейтронов в а.з., получаемым при моделировании переходного процесса по программе нестационарного НФ/ТГ расчета. В качестве сравнения измерения и расчета целесообразно предложить сравнение измеренного тока ИК с рассчитанным. Чтобы замкнуть эту цепочку, необходимо рассчитать перенос нейтронов от а.з. к месту расположения ИК.

Эта задача решалась двумя путями. Один из расчетов проводился на основе синтеза одномерного и двумерного решений уравнения переноса. Этот метод хорошо зарекомендовал себя при проведении расчетов плотности потока нейтронов с целью определения характеристик радиационного охрупчивания корпуса реактора. Однако, рассматриваемая задача сложнее из-за включения в рассмотрение замедления нейтронов в бетонной защите.

Один из выводов, сделанных из анализа серии расчетов, – расчет абсолютного значения плотности потока в местах расположения ИК и его сравнение с измерениями с необходимой точностью являются достаточно сложной задачей. Это вызвано рядом

неопределенностей расчетной величины плотности потока тепловых нейтронов, связанных с использованием различных библиотек констант (учет эффектов термализации), неопределенностью содержания воды в бетоне сухой защиты и др. При этом имеющаяся база измерений недостаточна для обоснования расчетных методов и применимости проблемно-ориентированных библиотек констант.

Поэтому целесообразно сравнивать только временное поведение рассчитанной плотности теплового потока нейтронов в месте расположения ИК (который прямо пропорционален току ИК) с измеренным током ИК, совмещая при этом начальные значения измеренной и рассчитанной величин путем нормировки на начальное значение. Второй вывод касается того, что величина плотности теплового потока в месте расположения ИК формируется в значительной степени (больше 90 %) потоком нейтронов от периферийного ряда кассет.

Существует и второй путь решения задачи получения плотности потока тепловых нейтронов в месте расположения ИК, который представлен в настоящей работе. Он заключается в использовании программы MCNP-4C с библиотекой констант DLC-189 [4], по которой рассчитывалась функция влияния крайнего ряда кассет на плотность потока в месте расположения ИК. При этом каждая кассета разбивалась на 10 равных вертикальных расчетных зон.

Свойства величины плотности потока тепловых нейтронов, полученной с помощью этой функции влияния, в месте расположения ИК те же, что и перечисленные выше, полученные в результате расчета путем синтеза решений уравнений одномерного и двумерного переноса. Они иллюстрируются на приводимых ниже рисунках.

На рис. 1 приводятся картограмма первой топливной загрузки реактора ВВЭР-1000 энергоблока № 3 Калининской АЭС и расположение штатных и дополнительных ИК, использованных при измерениях, а на рис. 2 – диаграмма влияния рядов кассет на формирование плотности потока тепловых нейтронов в месте расположения ИК. Как

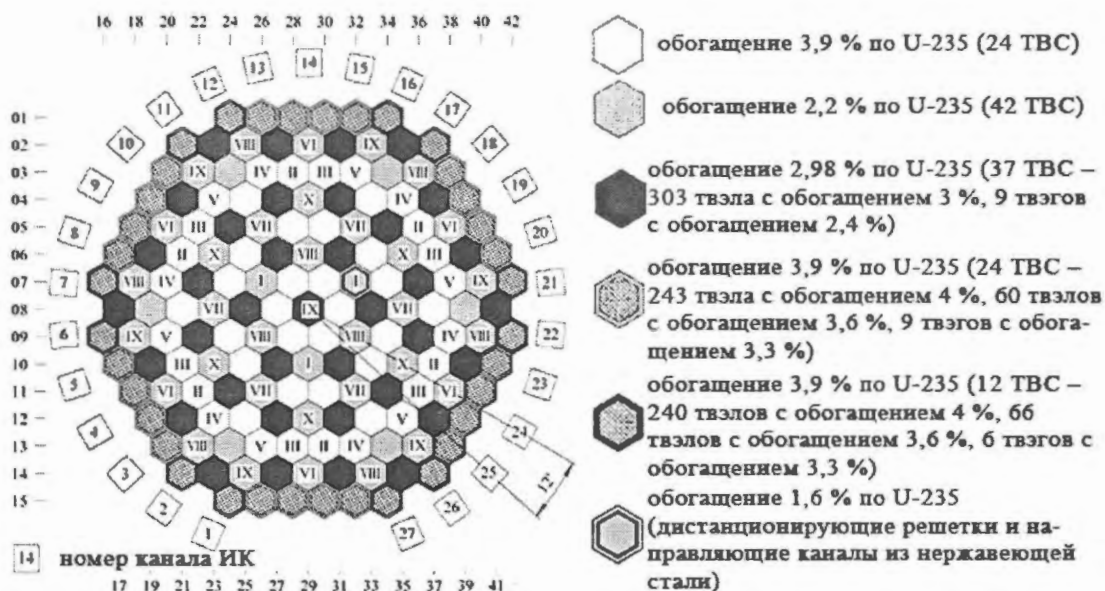


Рис. 1. Картограмма первой топливной загрузки реактора ВВЭР-1000 энергоблока № 3 Калининской АЭС и схема расположения каналов ИК, ОР СУЗ и их распределения по группам

видно из диаграммы, поток формируется в основном кассетами последних двух рядов ТВС а.з.

На рис. 3 приводится диаграмма влияния отдельных кассет на формирование плотности потока тепловых нейтронов в месте расположения ИК. Около половины вклада в величину плотности теплового потока дают крайние кассеты последнего ряда. Это важная информация для интерпретации измерений в процессе доброса “застывшего” стержня.

2. Сравнение полученных результатов

При выполнении работы рассчитан вариант, в котором плотность потока тепло-

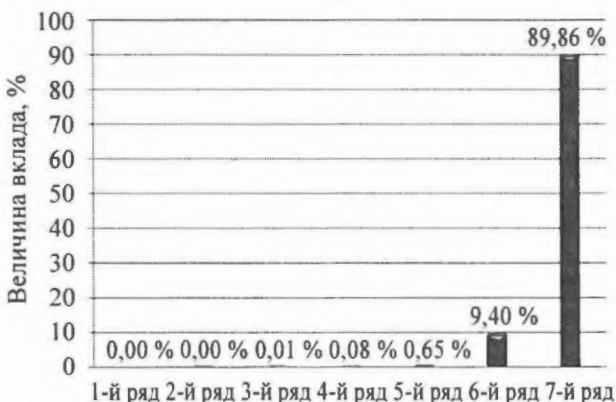


Рис. 2. Вклад каждого ряда кассет а.з. в величину плотности потока тепловых нейтронов в месте расположения ИК

вых нейтронов в месте расположения ИК формировалась напрямую в процессе сброса стержня, причем расчет переноса нейтронов от крайнего ряда к месту расположения ИК осуществлялся по программе MCNP-4C с учетом высотного распределения мощности в ТВС, полученного по программе РАДУГА-7.5.

Этот расчет дает тот же временной ход плотности потока в месте расположения ИК, что и расчет с помощью описанной выше функции влияния. При этом подтвержден тривиальный вывод, что функция влияния постоянна во времени, отражая тот факт, что временная зависимость плотности теплового потока в месте расположения ИК определяется запаздывающими нейтронами а.з., а передача сигнала – мгновенными нейтронами.

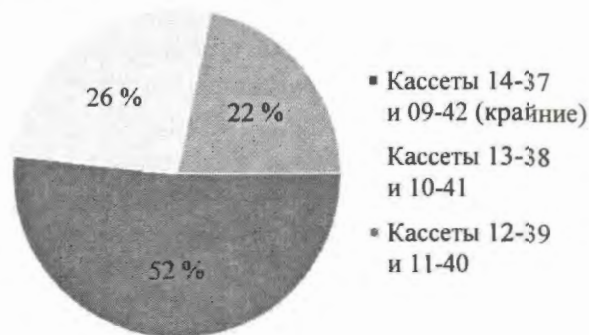


Рис. 3. Влияние отдельных кассет последнего ряда на формирование плотности потока тепловых нейтронов (величину тока ИК)

Таким образом, полученная функция влияния для расчета временного изменения плотности потока тепловых нейтронов в месте расположения ИК проверена дважды: путем расчета двумя различными способами по одной и той же программе MCNP-4C и путем сравнения с независимыми расчетами методом синтеза одномерного и двумерного решений уравнения переноса.

На рис. 4 приводится сравнение измеренных и рассчитанных токов ИК № 25 при полном сбросе АЗ без имитации застревания стержня. На рис. 5 показано изменение логарифмов этих величин. Из рисунков можно увидеть, что при сбросе АЗ качественная и количественная зависимости измеренного и рассчитанного токов ИК достаточно хорошо совпадают.

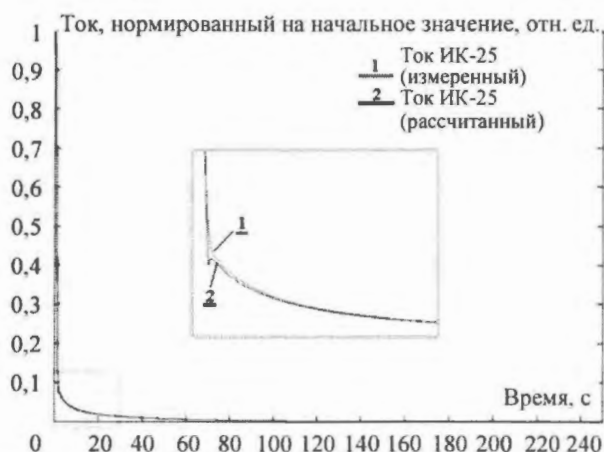


Рис. 4. Изменение рассчитанных и измеренных токов ИК в процессе сброса АЗ без имитации застревания стержня

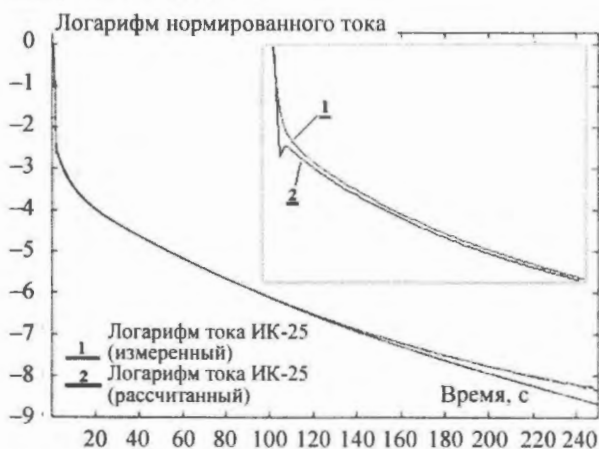


Рис. 5. Изменение логарифмов рассчитанных и измеренных токов ИК в процессе сброса АЗ без имитации застревания стержня

На рис. 6 и 7 приводится сравнение токов ИК № 25 при сбросах АЗ без наиболее эффективных ОР СУЗ. В качестве таковых выбраны находящиеся в секторе напротив ИК № 25 ОР СУЗ групп №№ 9 и 6. На рис. 8 и 9 показаны изменения логарифмов этих величин. На этих же рисунках те же самые зависимости при сбросе АЗ без наиболее эффективного стержня количественно различаются. Эти различия связаны с тем, что при полном сбросе АЗ изменение тока ИК воспроизводит изменение мощности крайнего ряда кассет (рис. 2).

При сбросе АЗ без наиболее эффективных стержней ток ИК формируется, исходя из влияния "застрявших" стержней на крайний ряд кассет. При этом следует учиты-

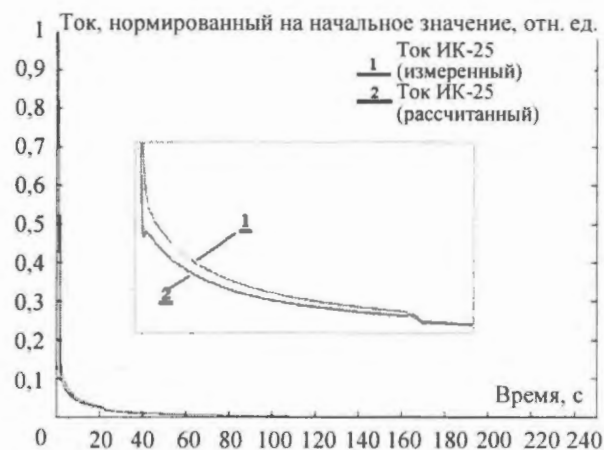


Рис. 6. Изменение рассчитанных и измеренных токов ИК в процессе сброса АЗ с застреванием стержня 9-й группы (координаты 13-36) и последующим его добросом на 20-й с



Рис. 7. Изменение рассчитанных и измеренных токов ИК в процессе сброса АЗ с застреванием стержня 6-й группы (координаты 11-38) и последующим его добросом на 42-й с

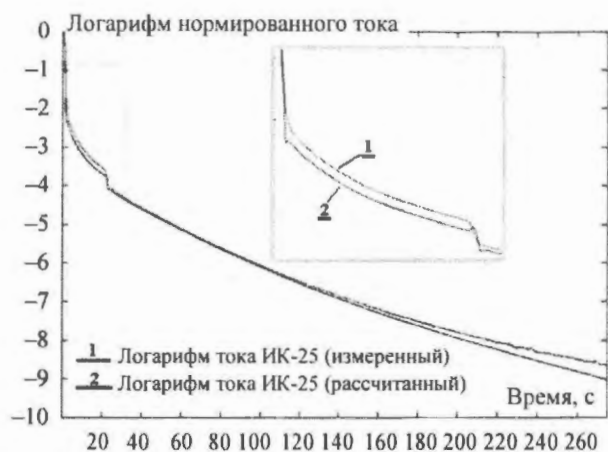


Рис. 8. Изменение логарифмов рассчитанных и измеренных токов ИК в процессе сброса АЗ с застреванием стержня 9-й группы (координаты 13-36) и последующим его добросом на 20-й с

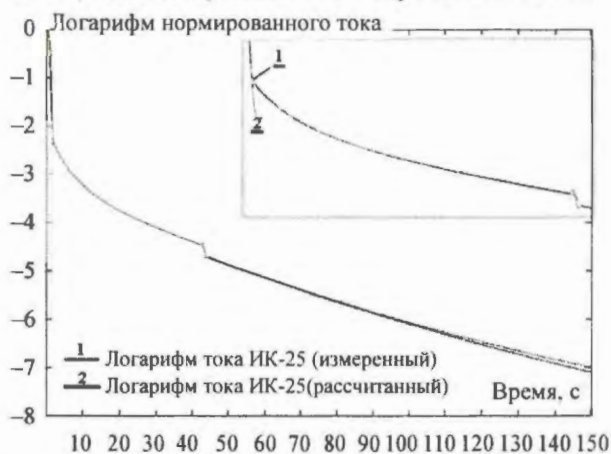


Рис. 9. Изменение логарифмов рассчитанных и измеренных токов ИК в процессе сброса АЗ с застреванием стержня 6-й группы (координаты 11-38) и последующим его добросом на 42-й с

вать различное влияние кассет крайнего ряда на ток ИК. Наибольшее влияние имеют кассеты, находящиеся на краях грани (рис. 3, кассеты с координатами 14-37 и 09-42). Отсюда различие в измерениях весов ОР СУЗ 9-й и 6-й групп, симметрично расположенных относительно ИК № 25, но несимметрично относительно крайних кассет в грани.

При этом погрешность расчета в случае с “застреванием” стержней более значительна, поскольку определяется погрешностью расчета нестационарного энерговыделения в отдельной периферийной кассете.

Заметим, что ИК № 25 (дополнительная камера для проведения измерений) находилась по высоте напротив центра а.з.,

а по азимуту смещена на 12° по часовой стрелке относительно центра грани.

По расчетным значениям токов ИК рассчитаны эффективности АЗ, как это предусматривается документом [2], вычисляемые по формуле

$$\rho/\beta_{\text{эф}} = 1 - \left(\sum_j a_j \lambda_j n(\tau) \exp(-\lambda_j(t - \tau)) d\tau \right) / n, \quad (1)$$

где $\beta_{\text{эф}}$ – эффективная доля запаздывающих нейтронов; $a_j = \beta_j/\beta_{\text{эф}}$, β_j – эффективная доля запаздывающих нейтронов j -й группы; λ_j – постоянная времени распада ядер-излучателей запаздывающих нейтронов j -й группы; $n(\tau)$ – относительная измеряемая мощность, пропорциональная потоку нейтронов от группы кассет, измеряемому или рассчитанному току ИК и т.д. (в данной работе всегда нормирована на начальное значение).

Параметры точечной кинетики, использованные в расчетах по этой формуле, для шести групп запаздывающих нейтронов те же, что применены эксплуатирующей организацией в процессе измерений. Они же использованы в расчетах по программному комплексу РАДУГА-7.5.

В таблице приводятся измеренные эффективности АЗ, полностью соответствующие обработке измеренного тока ИК по формуле (1). Там же приводятся значения эффективности АЗ, полученные из временного изменения мощности группы кассет последнего ряда, которое рассчитано по комплексу РАДУГА-7.5. Токи ИК рассчитаны с применением функции влияния, описанной выше, а реактивности – по формуле (1).

В обоих случаях измеренная и полученная в результате расчетного моделирования величины, названные “эффективностью АЗ”, не интерпретируются и не связываются с этой величиной, полученной другими способами, например, из результатов стационарного расчета.

Заключение

Цель настоящей работы – сравнение с расчетными непосредственно измеряемых

Таблица результатов расчетов и экспериментов по измерению эффективности АЗ во время физического пуска энергоблока № 3 Калининской АЭС (представлены значения реактивности в % $\Delta k_{эф}$, полученные по показаниям ИК № 25)

	Эксперимент	Расчетное моделирование измерения
Полная эффективность АЗ	6,438	6,34
С застреванием стержня с координатами 13-36	4,514 ¹ 6,438 ²	4,81 ¹ 6,33 ²
С застреванием стержня с координатами 11-38	5,328 ¹ 6,438 ²	5,03 ¹ 6,33 ²
Эффективность стержня с координатами 13-36	1,924	1,52
Эффективность стержня с координатами 11-38	1,11	1,3
¹ – эффект реактивности, вводимой в а.з. при сбросе АЗ с имитацией застревания одного ОР СУЗ ² – эффект реактивности, вводимой в а.з. при добросе “застрявшего” ОР СУЗ (суммарный)		

величин в процессе определения эффективности АЗ, а именно, токов ИК при сбросе АЗ. При этом токи ИК считаются прямо пропорциональными плотности потока тепловых нейтронов в месте расположения ИК. Расчетные токи нормируются на измеренные в начальный момент. В данной работе измеренные и рассчитанные токи ИК никак не связываются с эффективностью АЗ, полученной по программе стационарного расчета. Это задача для отдельной работы.

Список литературы

1. *РД ЭО 0150-2004*. Типовые программы и методики проведения физических экспериментов на энергоблоках атомных электростанций с реакторами ВВЭР-1000. М.: Росэнергоатом, 2004.
2. *РД ЭО 0151-2004*. Методика расчета нейтронно-физических характеристик по данным физических экспериментов на энергоблоках

атомных электростанций с реакторами ВВЭР-1000. М.: Росэнергоатом, 2004.

3. *Кавун О.Ю., Таранов Г.С.* Программный комплекс “РАДУГА” с трехмерной двухгрупповой моделью активной зоны, моделирующий динамические процессы в РУ с ВВЭР, и результаты верификации нейтронно-физического модуля. Сб. трудов семинара “Алгоритмы и программы для нейтронно-физических расчетов ядерных реакторов” (НЕЙТРОНИКА-95), 24-26 октября 1995 г., Обнинск, 1997.

4. *MCNP-4C*. RSIC CCC-200, LANL, New-Mexico, 1994.

Контактная информация –

Шевченко Роман Александрович, инженер I-й категории, тел.: (499)264-08-48, e-mail: rshevchenko@secnrs.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 37–42.

Расчет значений реактивности по токам ионизационных камер с разными наборами кинетических параметров при падении АЗ ВВЭР-1000 3-го блока Калининской АЭС на этапе физического пуска

М.Н. Зизин,

РНИЦ "Курчатовский институт", 123182, Москва, пл. Курчатова, 1,

С.Н. Зизина, Л.В. Кряквин, В.А. Пителимов, В.А. Терешонок,

ОАО "ВНИИАЭС", 109507, Москва, Ферганская ул., 25

Поступила в редакцию 18.02.2010 г.

Проведен анализ расчетов эффективности аварийной защиты (АЗ) ВВЭР-1000 по токам ионизационных камер (ИК) с разными наборами кинетических параметров с учетом изотопного состава при расчете этих параметров. Наиболее "правильные, эстетически приемлемые" результаты дает использование восьмигрупповых констант РОСФОНД (БНАБ-РФ). Разница между максимальным и минимальным значениями эффективности АЗ, вычисленными с разными наборами кинетических параметров, слегка превышает 2 β. Вопросы внесения поправок на пространственные эффекты в данной работе не рассматривались.

Ключевые слова: ВВЭР-1000, эффективность аварийной защиты, БНАБ-78, БНАБ-90, ENDF/B6, ENDF/B-VII.0, ТВС-М, БНАБ-РФ.

Calculations of the Reactor Scram System Effectiveness Using the Ionization Chambers Currents with Different Sets of Kinetics Parameters in VVER-1000 of the 3-rd Unit Kalinin Power Station at the Physical Start-up. *M.N. Zizin, RRC "Kurchatov Institute", 1, Kurchatov Sq., Moscow, 123182, S.N. Zizina, L.V. Kryakvin, V.A. Pitilimov, V.A. Tereshonok, JSC "VNIIAES", 25, Ferganskaya St., Moscow, 109507.* The VVER-1000 reactor scram system effectiveness is analyzed using ionization chambers currents with different sets of kinetic parameters, taking into account the isotopic composition in the calculation of these parameters. The most "correct", and "aesthetically acceptable" results are obtained using 8-group data library ROSFOND (BNAB-RF). The difference between the maximum and minimum values of the reactor scram system effectiveness, calculated with different sets of kinetic parameters, is slightly more than 2 β. The spatial effects in this study were not considered.

Key Words: VVER-1000, Reactor Scram System Effectiveness, BNAB-78, BNAB-90, ENDF/B6, ENDF/B-VII.0, TVS-M, BNAB-RF.

Выбор кинетических параметров и способ их оценки существенно влияют на величины реактивности при обработке показаний ИК, полученных во время переходных процессов, особенно на величину эффективности АЗ. Здесь кинетические параметры – это относительные выходы α_i запаздывающих нейтронов и постоянные λ_i распада предшественников запаздывающих нейтронов.

В настоящей работе проанализировано влияние кинетических параметров на значение эффективности АЗ, получаемое с помощью обращенного решения уравнения кинетики (ОРУК), с использованием токов ИК, зарегистрированных при измерении эффективности АЗ. Измерения проводились для первой топливной загрузки 3-го

блока Калининской АЭС при работе на минимально контролируемом уровне мощности на этапе физического пуска [1].

Рассматривалось падение АЗ 12.02.2005 в 9 часов ($t = 362,6$ с) с застреванием и добросом стержня 13-36 (9-я группа) через 20 с. Поправки на фоновый ток составляли $0,190 \cdot 10^{-10}$, $0,180 \cdot 10^{-10}$ и $0,105 \cdot 10^{-10}$ для ИК №№ 3, 14 и 25, соответственно. Эффективность АЗ рассчитывалась с помощью программы, написанной на MathCad. В программе реализована интегральная форма ОРУК по алгоритму, описанному в работе [2]. Расчеты проводились как с учетом фонового тока, так и без него.

Результаты расчета проверялись с помощью программы на Фортране, в которой

реализован тот же интегральный алгоритм. Также получено полное совпадение результатов с расчетами, любезно проведенными для нас Цыгановым С.В. Реализован и дифференциальный алгоритм, расчеты с помощью которого для гладких кривых дают те же результаты при условии выбора более подробного шага по времени. Для обработки экспериментальных данных дифференциальный алгоритм не годится. Таким образом, корректность реализации численных методов в использованных программах подтверждена полным совпадением результатов нескольких программ при одинаковых исходных данных.

Один из аспектов проблемы – учет изотопного состава при расчете параметров запаздывающих нейтронов. Наборы параметров кинетики для делящихся изотопов отличаются для разных нуклидов. Это приводит к сложности при формировании набора параметров кинетики для реального топлива, в котором деление происходит одновременно на нескольких нуклидах.

Для тепловых реакторов обычно проводят гетерогенный многогрупповой расчет ячеек, на основе которого готовят гомогенные малогрупповые сечения. На этом этапе должны готовиться и кинетические параметры, которые затем применяются при пространственно-временных расчетах. Эти же параметры могут использоваться и при обработке показаний ИК при условии усреднения этих параметров по физическим зонам реактора.

Однако при обработке экспериментальных данных по реактивности до сих пор еще бытует практика использования параметров запаздывающих нейтронов для отдельных нуклидов. В таких случаях желательно использовать процедуру усреднения этих параметров с предварительно оцененными весами. В работе [3] рекомендуется применять следующие формулы усреднения по нуклидам: $\alpha_i = \sum_A (\epsilon^A \alpha_i^A)$, $\lambda_i = \alpha_i / \sum_A (\epsilon^A \alpha_i^A / \lambda_i^A)$, где i – номер группы

запаздывающих нейтронов, A – индекс нуклида, ϵ^A – вес, учитывающий вклад делений на нуклиде A .

Следует отметить, что вопросы внесения поправок на пространственные эффекты и способы оценки весов для усреднения параметров в данной работе не рассматривались.

В ОРУК использовались следующие понуклидные наборы параметров кинетики (табл. 1): БНАБ-78 (Кипин) [4]), БНАБ-90, ENDF/B6, ENDF/B-VII.0, параметры из ТВС-М (редакция констант 2008 г.), БНАБ-РФ.

Параметры для БНАБ-78, БНАБ-90, ENDF/B6 взяты из диссертации [5], восьмигрупповые параметры БНАБ-РФ – из библиотеки JEFF3.1 (оценка В.М. Пиксайкина) и включены в Российскую библиотеку файлов оцененных нейтронных данных РОСФОНД (<http://www.ippe.ru/podr/abbn/libr/rosfond.php>). Эти данные сообщены Забродской С.В. Данные из ENDF/B-VII.0 подготовлены Синецей В.В. Параметры из ТВС-М [6] (редакция констант 2008 г.) любезно предоставлены С.В. Цыгановым.

Кинетические параметры применялись в следующих сочетаниях:

- отдельный U-235 – только для БНАБ-78 (Кипин);
- для смеси U-235 и U-238 с весами $\epsilon^{U-235} = 0,85$ и $\epsilon^{U-238} = 0,15$. Такое примерное соотношение весов рекомендовано С.В. Цыгановым для свежего топлива ВВЭР-1000.

Результаты расчетов приведены в табл. 2 и на графиках (рис. 1...4). В сравнительном анализе использовались данные, полученные на основе показаний ИК № 3.

Время, при котором фиксировалось приводимое в табл. 2 значение реактивности, выбрано таким, чтобы реактивность совпала с приведенной в работе [1] при обработке показаний ИК № 3, и равнялось 400 с (время начала движения стержней АЗ 364,7 с, шаг по времени 0,1 с). В работе [1] реактивность рассчитывалась с применением кинетических параметров Кипина только для урана-235.

Таблица 1. Кинетические параметры

<i>i</i>	Относительный выход <i>i</i> -й группы запаздывающих нейтронов, α_i			Постоянная распада предшественников <i>i</i> -й группы запаздывающих нейтронов, λ_i		
	U-235	U-238	Средние $\epsilon^{U-235} = 0,85,$ $\epsilon^{U-238} = 0,15$	U-235	U-238	Средние $\epsilon^{U-235} = 0,85,$ $\epsilon^{U-238} = 0,15$
БНАБ-78 (Кипин)						
1	0,033	0,013	0,03000	0,0124	0,0132	0,01251376
2	0,219	0,137	0,20670	0,0305	0,0321	0,03072975
3	0,196	0,162	0,19090	0,111	0,139	0,11445846
4	0,395	0,388	0,39395	0,301	0,358	0,30836454
5	0,115	0,225	0,13150	1,14	1,41	1,17371297
6	0,042	0,075	0,04695	3,01	4,02	3,12787867
БНАБ-90						
1	0,0350	0,0139	0,031835	0,0133	0,0136	0,01334415
2	0,1807	0,1128	0,170515	0,0327	0,0313	0,03248207
3	0,1725	0,1310	0,166275	0,1208	0,1233	0,12116851
4	0,3868	0,3851	0,386545	0,3028	0,3237	0,30576125
5	0,1586	0,2539	0,172895	0,8495	0,9059	0,85750812
6	0,0664	0,1031	0,071905	2,853	3,0487	2,88073754
ENDF/B6						
1	0,0350	0,0139	0,031835	0,0133	0,0136	0,01334415
2	0,1871	0,1128	0,175955	0,0327	0,0313	0,03248207
3	0,1725	0,1310	0,166275	0,1208	0,1233	0,12116852
4	0,3868	0,3851	0,386545	0,3028	0,3237	0,30576125
5	0,1586	0,2540	0,172910	0,8495	0,9062	0,85754836
6	0,0643	0,1031	0,070120	2,853	3,0492	2,88080478
ENDF/B-VII.0						
1	0,0319727	0,0103413	0,02872799	0,0124906	0,0124942	0,01249114
2	0,166371	0,114820	0,15863836	0,0318241	0,0302552	0,03157847
3	0,161310	0,127807	0,15628457	0,109375	0,115938	0,11031167
4	0,459647	0,451836	0,45847535	0,316990	0,341476	0,32043657
5	0,133499	0,233507	0,14850020	1,35398	1,31863	1,34855700
6	0,0471998	0,0616887	0,04937313	8,63638	9,97903	8,81427097
ТВС-М						
1	0,038	0,013	0,03425	0,0127	0,0132	0,01277257
2	0,213	0,137	0,20160	0,0317	0,0321	0,03175936
3	0,188	0,162	0,18410	0,115	0,139	0,11805761
4	0,407	0,388	0,40415	0,311	0,358	0,31724745
5	0,128	0,225	0,14255	1,4	1,41	1,40149081
6	0,026	0,075	0,03335	3,87	4,02	3,89178228
БНАБ-РФ						
1	0,0328	0,0084	0,029140	0,0125	0,0125	0,0125
2	0,1539	0,1040	0,146415	0,0283	0,0283	0,0283
3	0,0913	0,0375	0,083230	0,0425	0,0425	0,0425
4	0,1969	0,1370	0,187915	0,1330	0,1330	0,1330
5	0,3308	0,2940	0,325280	0,2925	0,2925	0,2925
6	0,0902	0,1980	0,106370	0,6665	0,6665	0,6665
7	0,0812	0,1281	0,088220	1,6348	1,6348	1,63488
8	0,0229	0,0931	0,033430	3,5546	3,5546	3,5546

Таблица 2. Реактивность при падении стержней АЗ, рассчитанная с разными константами ($t = 400$ с)

Константы	ρ , \$ без учета фонового тока	ρ , \$ с учетом фонового тока	
	Средние $\epsilon^{U-235} = 0,85$, $\epsilon^{U-238} = 0,15$	Только U-235	Средние $\epsilon^{U-235} = 0,85$, $\epsilon^{U-238} = 0,15$
БНАБ-78 (Кипин)	-8,02	-8,71 ^{а)}	-8,08
БНАБ-90	-6,63		-6,68
ENDF/B6	-6,80		-6,85
ENDF/B-VII.0			-6,46
ТВС-М	-7,83		-7,89
БНАБ-РФ	-8,06		-8,12

^{а)} без учета фонового тока $\rho = -8,64$ \$

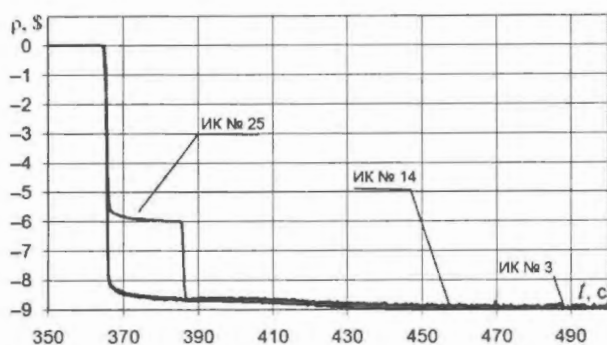


Рис. 1. Реактивность ρ , \$ при падении стержней АЗ. Кинетические параметры БНАБ-78 (Кипин) только для U-235 (с учетом фонового тока)

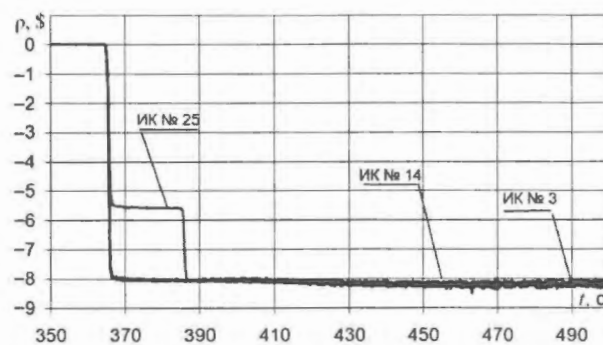


Рис. 2. Реактивность ρ , \$ при падении стержней АЗ. Кинетические параметры БНАБ-78 (Кипин) с $\epsilon^{U-235} = 0,85$, $\epsilon^{U-238} = 0,15$ (с учетом фонового тока)

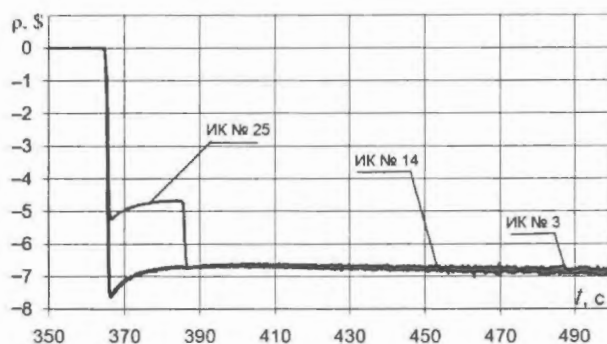


Рис. 3. Реактивность ρ , \$ при падении стержней АЗ. Кинетические параметры БНАБ-90 с $\epsilon^{U-235} = 0,85$, $\epsilon^{U-238} = 0,15$ (с учетом фонового тока)

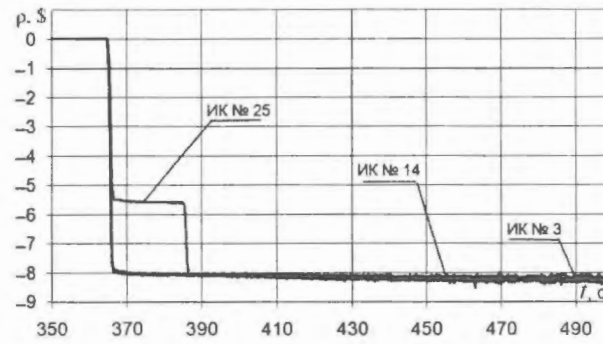


Рис. 4. Реактивность ρ , \$ при падении стержней АЗ. Кинетические параметры БНАБ-РФ с $\epsilon^{U-235} = 0,85$, $\epsilon^{U-238} = 0,15$ (с учетом фонового тока)

Заключение

1. Восьмигрупповые константы запаздывающих нейтронов, подготовленные для системы констант РОСФОНД (БНАБ-РФ), дают практически тот же результат, что и константы Кипина (БНАБ-78), с приемлемой картиной поведения реактивности во времени при учете вклада деления U-238.

2. Наиболее “правильные”, эстетически приемлемые картинки^{б)} дает использование констант РОСФОНД (БНАБ-РФ) с $\epsilon^{U-235} = 0,85$, $\epsilon^{U-238} = 0,15$. Это служит основанием для внимательного отношения к нашему

^{б)} Физический закон должен быть математически изящен. П.А.М. Дирак.

совету по их внедрению в практику расчетов и обработки экспериментальных результатов. В отличие от констант Кипина БНАБ-РФ содержит значительно более широкий список нуклидов. Для восьмигрупповых констант снимается проблема усреднения λ_i , поскольку они не зависят от нуклида.

3. При использовании весов $\epsilon^{U-235} = 0,85$, $\epsilon^{U-238} = 0,15$ значение эффективности АЗ уменьшается примерно на 8 % по сравнению с применением кинетических параметров только U-235.

4. Использование кинетических параметров из ENDF/B6 и основанных на них констант БНАБ-90 дает неправильные и похожие картины поведения реактивности во времени. Ситуация повторяется и при использовании ENDF/B-VII.0. Для иллюстрации этой картины здесь приводится кривая реактивности только БНАБ-90.

5. Учет фонового тока увеличивает значение эффективности АЗ на 7,7 % и влияет не только на величину реактивности, но и на наклон кривой, что заметно для констант ТВС-М. Это обстоятельство требует более тщательного рассмотрения. В целом константы ТВС-М дают приемлемый результат.

6. Целесообразно включить в программы генерации мало групповых констант возможность получения микросечений деления, необходимых для оценки долей деления на отдельных нуклидах как в ячейках, так и в реакторе. Можно и прямо оценивать доли деления на каждом нуклиде в ячейке.

7. Разница между максимальным и минимальным значениями эффективности АЗ, вычисленными с разными наборами кинетических параметров, слегка превышает 2 β.

Авторы благодарят Забродскую С.В., Зиминову В.Г., Иванову Л.Д., Пинегину А.А., Сеницу В.В., Цыганова С.В. и Шишкова Л.К. за предоставленные материалы и обсуждение поставленных в работе проблем. Отдельная благодарность Николаеву М.Н., прочитавшему предварительную версию статьи и высказавшему ряд критических замечаний, значительную часть которых авторы постарались учесть.

Список литературы

1. *Терешонок В.А. и др.* Результаты исследований нейтронно-физических характеристик головной топливной загрузки ВВЭР-1000 блока № 3 Калининской АЭС на этапе физического пуска. Отчет ВНИИАЭС инв. № ОЭ-3395/2005, 2005.
2. *Методики* расчета нейтронно-физических характеристик по данным физических экспериментов на энергоблоках атомных электростанций с реакторами ВВЭР-1000. Руководящий документ РД ЭО 0151-2004.
3. *Tuttle R.J.* Delayed-Neutron Data for Reactor-Physics Analysis Nuclides // Nucl. Sci. & Eng., 1975, 56, p. 37.
4. *Кипин Д.Р.* Физические основы кинетики ядерных реакторов. М.: Атомиздат, 1967.
5. *Забродская С.В.* Новые типы данных в системе БНАБ-93 для расчета радиационных характеристик. Диссерт. на соиск. ученой степени к.ф.-м.н. Обнинск, ГНЦ РФ-ФЭИ, 2001.
6. *Аттестационный* паспорт программного средства ТВС-М (версия 1.3). Регистрационный номер паспорта аттестации ПС № 135 от 21.02.2002 г.

Контактная информация –
Зизин Михаил Николаевич, г.н.с., тел.: (499)
196-71-93, e-mail: zizin@adis.vver.kiae.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 43–47.

Измерения эффективности стержней регулирования модернизированным методом обратной кинетики

А.А. Бобров, Г.В. Лебедев, Ю.А. Нечаев,

РНЦ "Курчатовский институт", 123182, Москва, пл. Курчатова, 1

Поступила в редакцию 05.04.2010 г.

Представлены результаты измерения эффективности стержней регулирования критической сборки на стенде "Астра" РНЦ "Курчатовский институт". Измерения выполнены по модифицированному методу обратной кинетики (МОК), основанному на использовании экспериментальной информации об изменении показаний детекторов числа нейтронов в реакторе только после введения возмущения по реактивности. Метод не требует введения расчетных поправок. Результаты измерений не зависят от положения детекторов нейтронов.

Ключевые слова: уравнения кинетики, реактор, измерение.

Measurements of Control Rods Worth by Modified Inverse Kinetic Method. *A.A. Bobrov, G.V. Lebedev, Yu. A. Nechaev, RRC "Kurchatov Institute, 1, Kurchatov Sq., Moscow, 123182.* Results of control rods worth measurements on the critical assembly "Astra" of RRC "Kurchatov Institute" are demonstrated. Measurements are carried out by modified inverse kinetic method, which is based on the use of experimental information about the variation of neutron detectors readings after the reactivity inserting only. The calculated corrections are not required. Measurement results are not dependent on the neutron detector location.

Key Words: Kinetic Equations, Reactor, Measurement.

Введение

Измерения эффективности стержней регулирования являются обязательными экспериментами, которые проводятся в процессе эксплуатации реакторов. В руководящих документах [1, 2] рекомендуется выполнять эти измерения с помощью МОК. Обычно сбрасывают исследуемые стержни регулирования из критического состояния реактора, измеряют токи или отсчеты экспериментального детектора нейтронов до, во время и после сброса этих стержней.

Искомую реактивность, служащую мерой эффективности стержней регулирования, рассчитывают из уравнений точечной кинетики по показаниям экспериментального детектора во времени в предположении, что показания детектора пропорциональны $n(t)$ – числу нейтронов в реакторе. Этот коэффициент пропорциональности называют "эффективностью экспериментального детектора".

В результате подобных экспериментов величина эффективности стержней регулирования будет измерена с двумя характерными методическими погрешностями. Ис-

точником первой и наиболее существенной методической погрешности является изменение пространственно-энергетического распределения (поля) нейтронов по объему реактора в результате возмущения и, как следствие, изменение эффективности экспериментального детектора. Источником второй методической погрешности служит изменение времени генерации мгновенных нейтронов в реакторе. В многочисленных экспериментах, поставленных на реакторах и критических сборках, показано, что эти методические погрешности могут быть существенными.

Для обеспечения метрологической аттестации измерений реактивности в соответствии с требованиями правил ядерной безопасности должен быть, в частности, проведен анализ экспериментальных погрешностей измерений реактивности, т.е. определены источники погрешностей, рассчитаны их величины и указаны способы введения поправок. Расчет поправок на изменение эффективности экспериментального детектора и времени генерации мгновенных нейтронов является задачей, по сложности сравнимой с расчетом собственно эф-

фактивности стержней регулирования без применения экспериментальных данных. При определении эффективности стержней регулирования важно также определить промежуток времени, в течение которого происходит изменение поля нейтронов.

В монографии [3] приводится следующее утверждение: "После введения в реактор некоторого локального возмущения гармоника более высокого порядка быстро затухает, и распределение потока вскоре принимает вид, описываемый основной или "асимптотической" гармоникой. Обычно длительность этого переходного процесса составляет несколько времен жизни мгновенных нейтронов".

В работе [4] авторы предположили, что эффективность экспериментального детектора вследствие изменения поля нейтронов может изменяться за время перемещения стержней регулирования до некоторого значения и далее остается таковым до конца измерений $n(t)$. На основании этого предположения по разработанному авторами алгоритму определено изменение эффективности экспериментального детектора, а в результате эксперимента – эффективность исследуемых стержней регулирования с использованием МОК на основании только экспериментальных данных.

1. Модифицированный метод обратной кинетики

Радикальным решением задачи измерения эффективности стержней регулирования служит использование в эксперименте результатов измерений $n(t)$ после сброса при неизменном поле нейтронов. В связи с этим предложен модернизированный МОК [5], отработанный в серии экспериментов на критическом стенде РБМК [6]. Достоинство этого метода в том, что при его реализации не применяются начальные условия, следовательно, отсутствуют методические погрешности, характерные для измерений реактивности с использованием "стандартного" МОК. Логарифмическая производная

$\frac{d}{dt} \ln(n(t))$ в этом эксперименте является мерой реактивности.

Можно применять в качестве меры реактивности нормированную площадь под кривой $n(t)$, а именно, $J(\rho/\beta_{эф}) = \left(\int_{t_1}^{t_2} n(t) dt \right) / n(t^*)$, где t_1 и t_2 – моменты вре-

мени после сброса стержней, t^* – любой момент времени внутри интервала $[t_1, t_2]$. Для уменьшения случайной погрешности эксперимента целесообразно использовать для нормировки все результаты измерений $n(t)$ внутри интервала $[t_1, t_2]$, а не только некоторое $n(t^*)$. В связи с этим при практической реализации модернизированного МОК для определения эффективности стержней регулирования по результатам измерений $n(t)$ применяется параметр $S_v = \sum_{j=1}^J v_j \sum_{k=1}^J (1/v_k)$, где v_j, v_k – отсчеты (токи) детектора после сброса стержней регулирования, измеренные с интервалом дискретности Δt в течение $J\Delta t$ секунд.

Зависимость между эффективностью стержней регулирования и параметром S_v устанавливается по результатам численного моделирования эксперимента с использованием уравнений точечной кинетики, конкретного значения промежутка времени Δt , в течение которого перемещались стержни регулирования, а также начальных условий при неизменных значениях эффективности экспериментального детектора и времени генерации мгновенных нейтронов.

2. Результаты измерений эффективности стержней регулирования при их сбросе из критического состояния сборки стенда "Астра"

На критической сборке ВТГР стенда "Астра" проведена серия экспериментов по измерению эффективности стержней КО-2, КО-4, КО-6, РР-1. Стержни сбрасывались из критического состояния сборки. Потoki нейтронов измерялись с дискретностью $\Delta t = 0,165$ с в основном 6-ю токовыми каналами, при измерениях эффективности стержня КО-2 применялись пять токовых кана-

Таблица 1. Результаты измерений эффективности стержней регулирования критической сборки "Астра" модернизированным МОК

Наименование стержня	КО-2	КО-4	КО-6	РР-1
Эффективность стержня, %	$2,96 \pm 0,04$	$2,34 \pm 0,04$	$4,9 \pm 0,2$	$0,1268 \pm 0,0005$

лов. В критическом состоянии токи ионизационных камер (ИК) были на уровне $\sim 10^{-7}$ А. Времена падения стержней КО $\sim 1,5$ с, стержня РР-1 $\sim 2,8$ с.

На рис. 1 представлены исходные (первичные) экспериментальные данные при реализации измерений эффективности стержней регулирования на критической сборке стенда "Астра". Поскольку значения логарифмической производной не зависят от места положения ИК, то результаты измерений $n(t)$, приведенные на рис. 1, накладываются друг на друга. Это есть экспериментальное подтверждение возможности определять реактивность без характерных методических погрешностей, поскольку при обработке первичных экспериментальных данных начальные условия непосредственно не используются.

Результаты обработки экспериментальных данных, представленных на рис. 1, приведены в табл. 1, где указаны случайные стандартные погрешности измерений в долях %. Числа S_v и соответствующие им искомые значения эффективности стержней КО и РР-1 определены по сумме токов ИК.

Для сравнения на рис. 2...5 приведены значения эффективности стержней, изме-

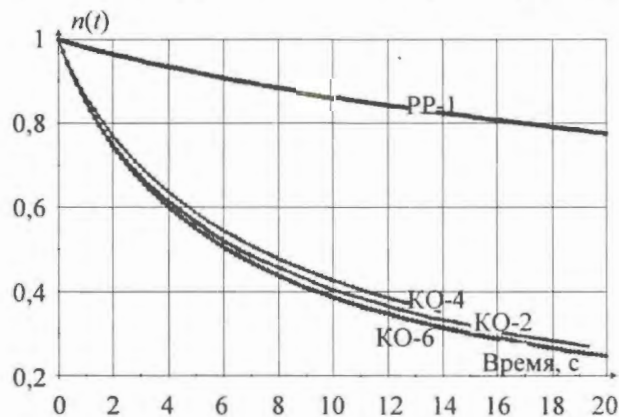


Рис. 1. Нормированные результаты измерений токов ИК в серии экспериментов на критической сборке стенда "Астра": × — ИК-1, + — ИК-2, □ — ИК-3, ◇ — ИК-4, ○ — ИК-5, ● — ИК-6

ренные в этой серии экспериментов с помощью МОК по данным, показанным на рис. 1 без учета возможных изменений эффективности токовых каналов и времени генерации мгновенных нейтронов. Числами 1...6 на рисунках промаркированы линии, отображающие результаты измерений реактивности при помощи различных ИК. Результаты измерений реактивности модернизированным МОК изображены штрихпунктирными линиями.

По данным, представленным на рис. 2...5, можно видеть характерную зависимость результатов измерений с использова-

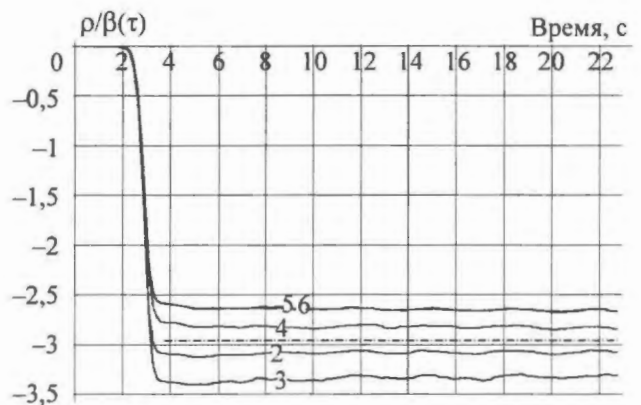


Рис. 2. Результаты измерений эффективности КО-2 с помощью МОК и модернизированным МОК

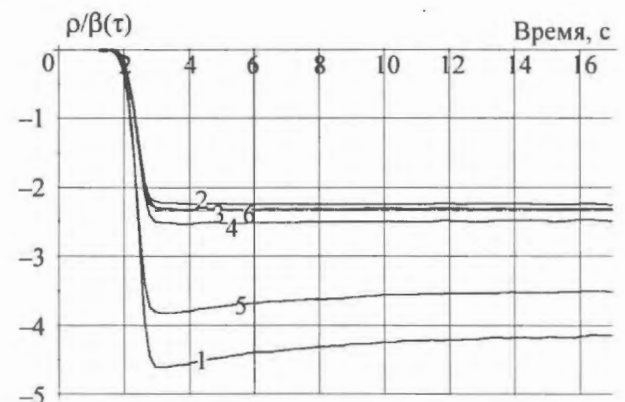


Рис. 3. Результаты измерений эффективности КО-4 с помощью МОК и модернизированным МОК

Рисунок к статье В.А. Терешонка и др.

“Расчетное моделирование режима с отключением двух из четырех работающих ГЦН на номинальной мощности блока № 3 Калининской АЭС”

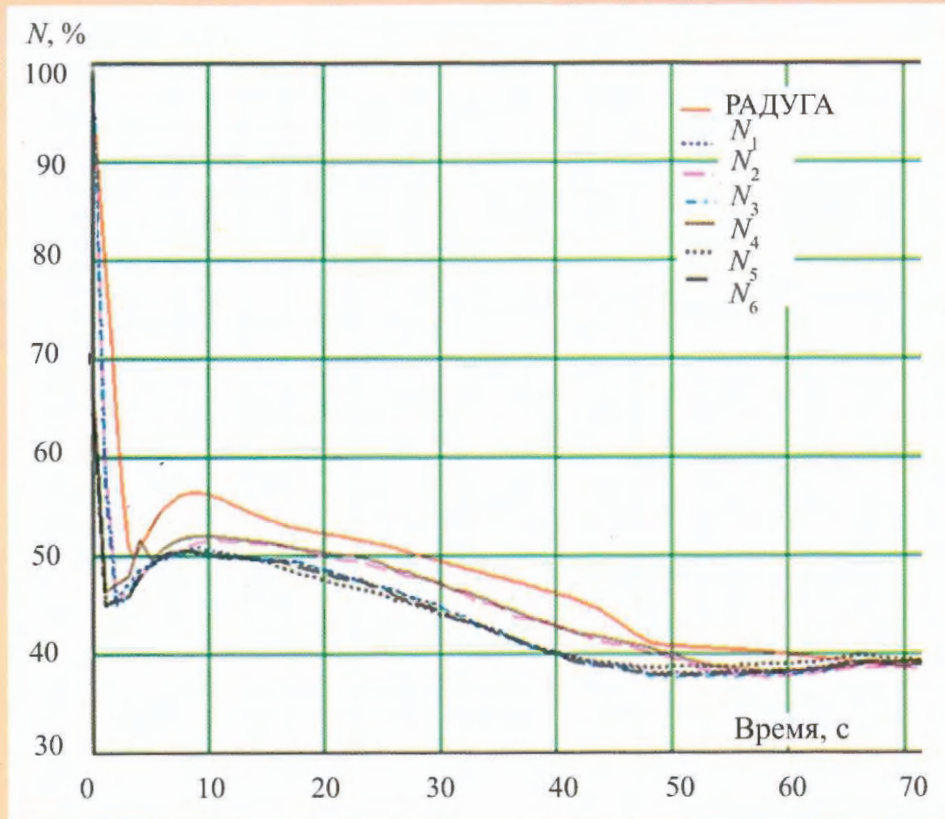


Рис. 5. Изменение мощности реактора по различным каналам измерения АКНП по данным СВБУ и рассчитанное по программному комплексу РАДУГА-7.5 в переходном процессе, обусловленном отключением ГЦН №№3, 4 из четырех работающих; N_i – мощность, измеренная по i -му датчику

Рисунки к статье В.Е. Дружинина и др.

“Методика и пакет прикладных программ планирования перегрузок топлива РБМК”

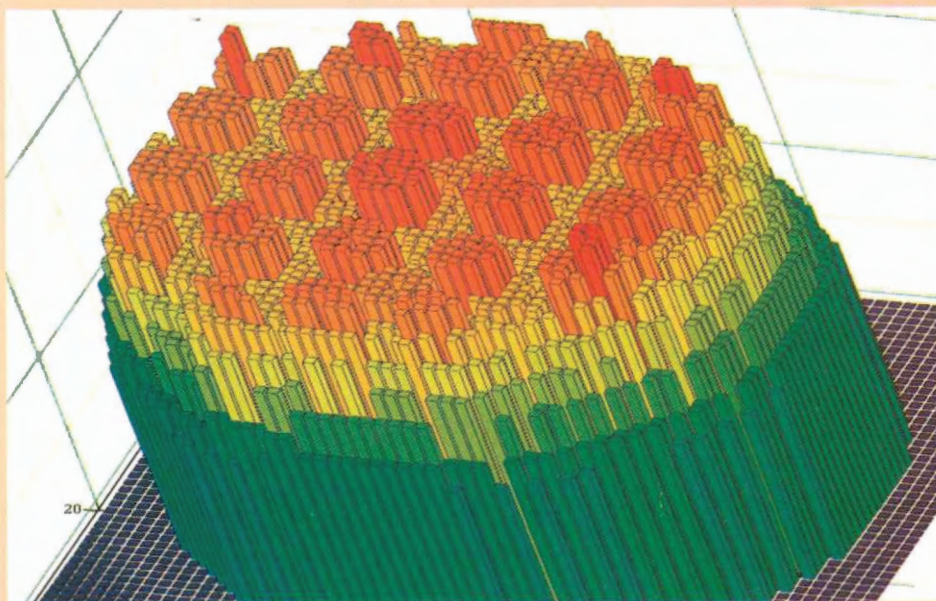
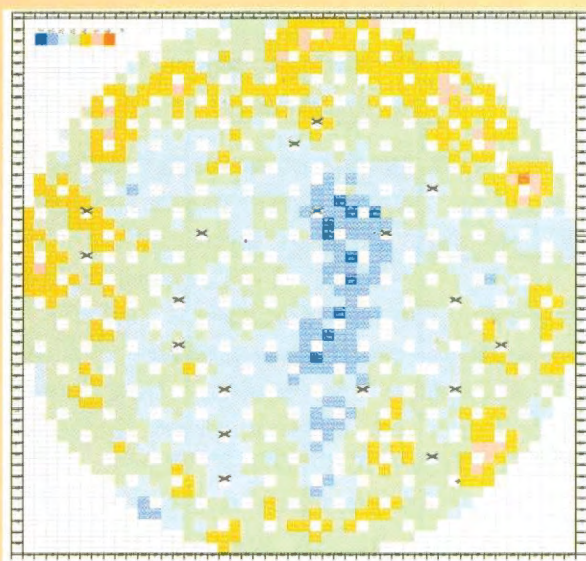
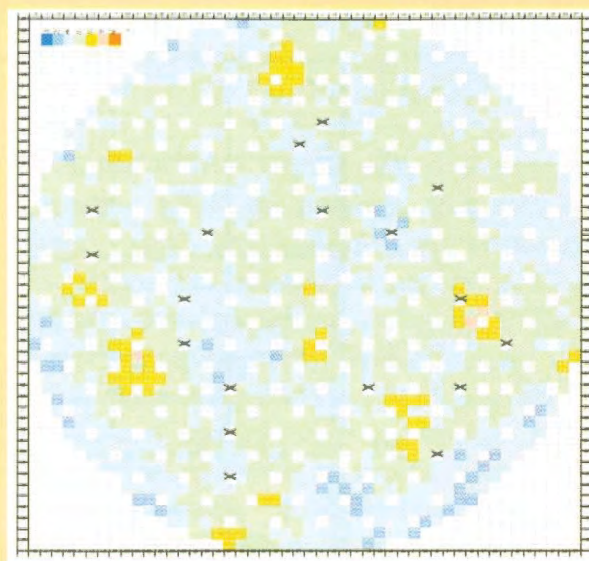


Рис. 5. Регламентированная форма распределения энерговыделения для планирования перегрузок

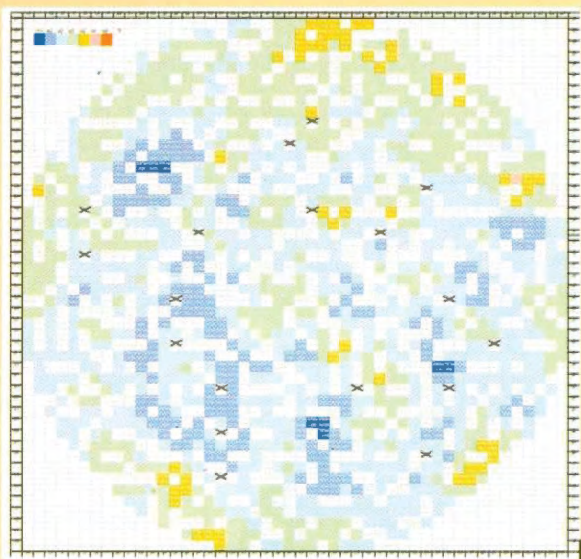


а)

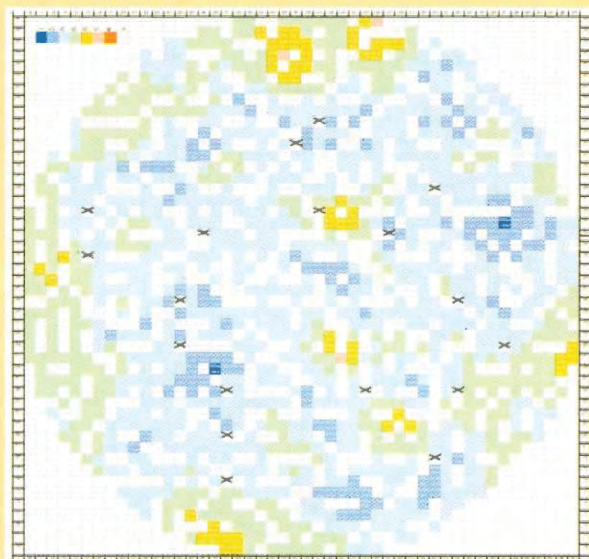


б)

Рис. 9. Картограмма отклонений расчетных и экспериментальных значений глубины выгорания ТВС: а) – 2D расчет, б) – 3D расчет



а)



б)

Рис. 10. Картограмма отклонений расчетных и экспериментальных значений глубины выгорания неперегруженных ТВС: а) – 2D расчет, б) – 3D расчет

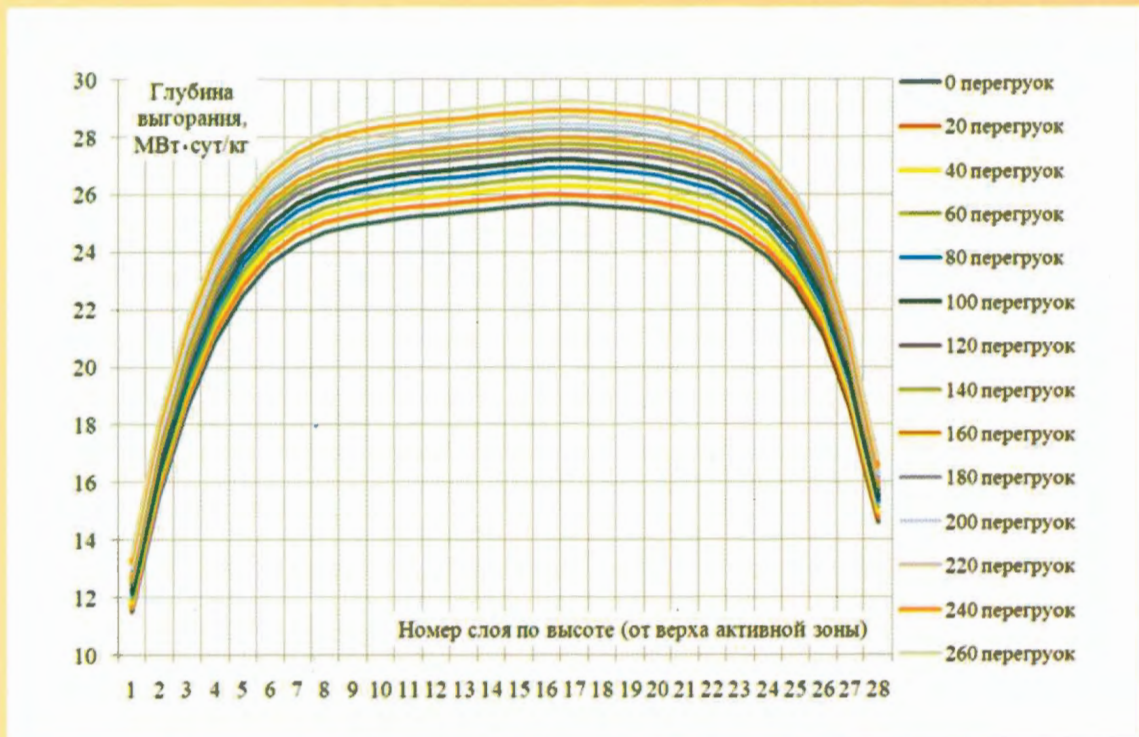


Рис. 12. Изменение аксиального профиля выгорания ТВС с большим выгоранием

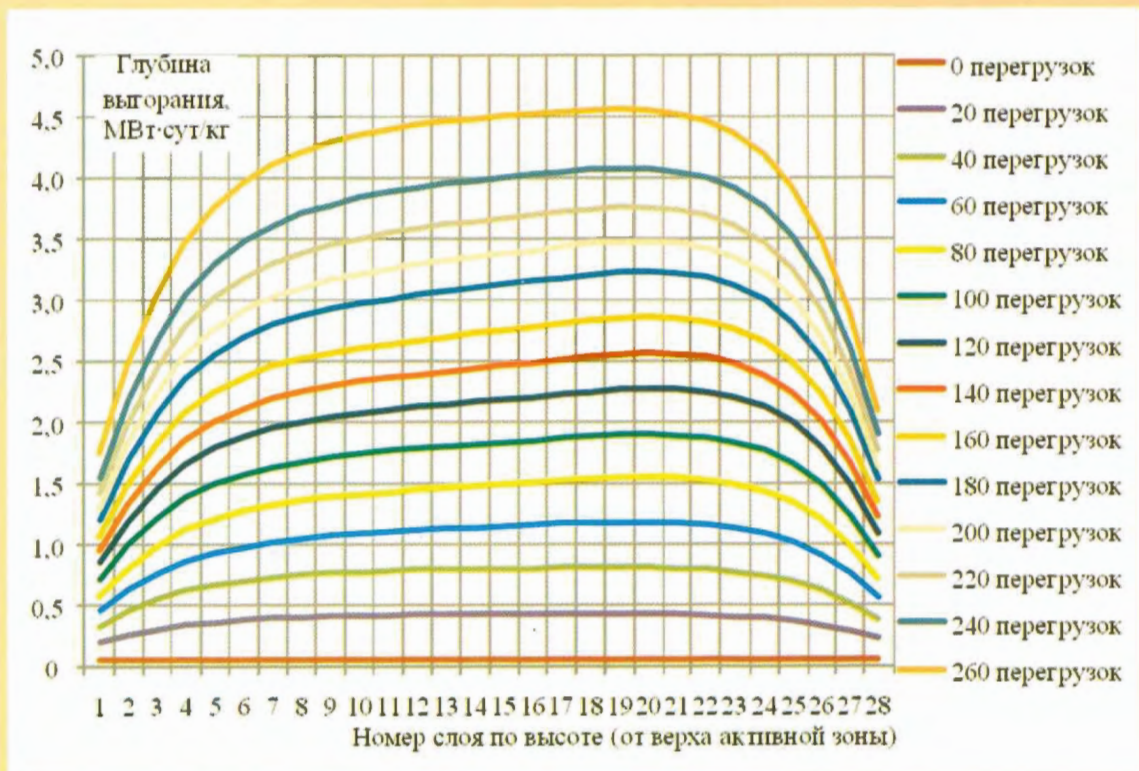


Рис. 13. Изменение аксиального профиля выгорания ТВС с малым выгоранием

“Расчетное исследование влияния некоторых систематических факторов на температуры топлива в сверхвысокотемпературном газовом реакторе с призматическими ТВС”



Рис. 3. Покассетное энерговыделение в реакторе NGNP для варианта с двухкратной перегрузкой: БОС – значение энерговыделения в начале цикла, отн. ед.; ЕОС – значение энерговыделения в конце цикла, отн. ед.

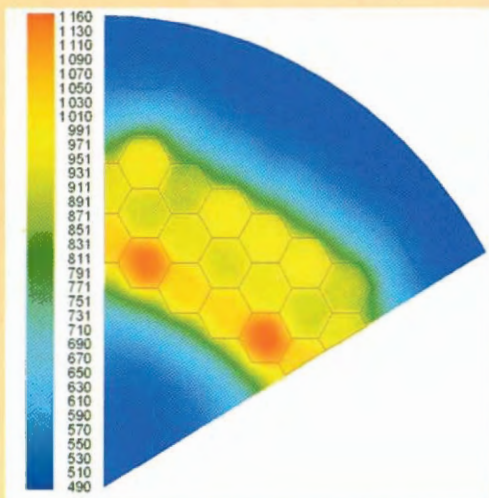


Рис. 6. Поле температур гелия на выходе из активной зоны реактора NGNP, °C

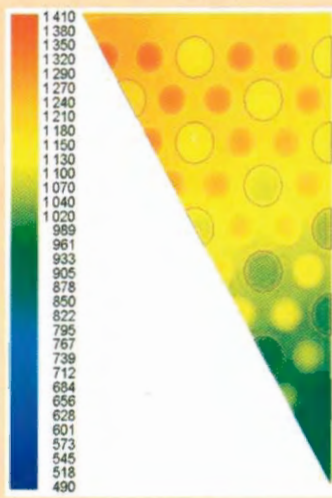


Рис. 7. Распределение поля температур в поперечном сечении максимально напряженной ТВС реактора NGNP на высоте, где достигается максимальная температура топливного компакта, °C

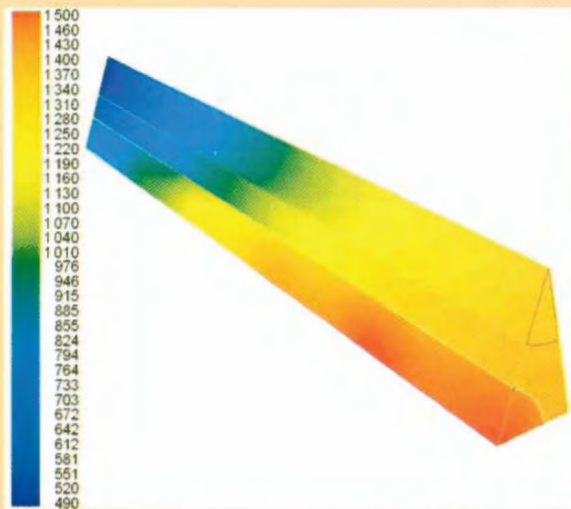


Рис. 8. Распределение поля температур в максимально напряженной ячейке ТВС реактора NGNP, °C

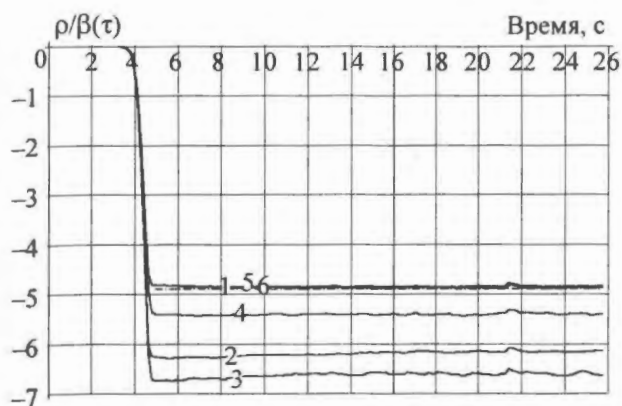


Рис. 4. Результаты измерений эффективности КО-6 с помощью МОК и модернизированным МОК

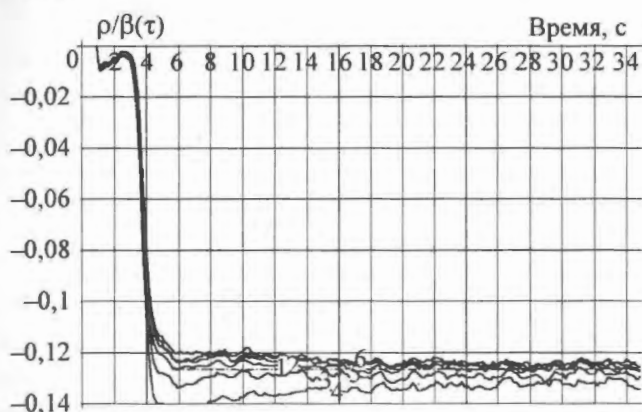


Рис. 5. Результаты измерений эффективности РР-1 с помощью МОК и модернизированным МОК

нием МОК эффективности стержней от места расположения ИК. В руководящем документе [1] рекомендуют уменьшать методическую погрешность реактиметра посредством применения "сигналов от 68 до 128 внутризонных нейтронных датчиков" с последующим суммированием этих "сигналов".

Анализируя представленные на рис. 2...5 результаты измерений эффективности стержней регулирования, можно утверждать, что использование этой рекомендации применительно к измерениям эффективности стержней регулирования с использованием МОК не всегда способствует получению надежного результата и в любом случае не является обоснованием заявленных погрешностей эксперимента. Однако, применение многодетекторной системы при измерении эффективности стержней регулирования модернизированным МОК все-

гда приводит к уменьшению экспериментальной погрешности.

3. Математическое моделирование измерений эффективности стержней регулирования модернизированным МОК

Для оценки экспериментальных погрешностей и диапазонов измерений реактивности модернизированным МОК проведено математическое моделирование эксперимента по сбросу стержней регулирования из критического состояния реактора. Моделировался сброс стержней "весами" в 3, 5, 10 и 15\$ с изменением эффективности экспериментальных детекторов на $\pm 20\%$ по линейному закону в течение 5 с падения стержня регулирования. Задавались значения скоростей счета детекторов до сброса $\nu(t=0) = (10; 100; 1000)$ кГц, общее время измерений выбиралось равным 180 с, дискретность измерений скоростей счета детектора $\Delta t = 1$ с.

Случайная погрешность измерений числа отсчетов детектора задавалась равной корню квадратному из числа отсчетов. Из системы уравнений точечной кинетики при этих параметрах рассчитывались соответствующие значения чисел отсчетов детектора. В табл. 2 приведены значения эффективности стержней регулирования и их случайные абсолютные погрешности по результатам обработки модернизированным МОК смоделированных чисел отсчета детекторов.

Из табл. 2 можно видеть, насколько увеличиваются случайные погрешности при обработке экспериментальных данных модернизированным МОК в исследованиях со сбросом стержней регулирования по мере увеличения их "веса". При аттестации подобных измерений важно, что расчет погрешностей в случаях обработки экспериментальных данных модернизированным МОК имеет под собой научное обоснование.

В частности, чрезмерно большие погрешности для ряда случаев в определении "весов" стержней объясняются тем, что при "весе" стержней более 5\$ изменение числа

Таблица 2. Значения эффективности стержней регулирования в результате обработки модернизированным МОК смоделированных значений скоростей счета детектора

Вес стержня, \$	Изменение эффективности детектора, %	Значения скоростей счета детектора, кГц		
		10	100	1000
3	+ 20	$3,0 \pm 0,3$	$3,0 \pm 0,1$	$3,00 \pm 0,03$
	- 20	$3,0 \pm 0,4$	$3,0 \pm 0,1$	$2,97 \pm 0,03$
5	+ 20	$5 \pm 1,6$	$5,1 \pm 0,4$	$5,1 \pm 0,1$
	- 20	$5 \pm 1,9$	$4,9 \pm 0,5$	$4,9 \pm 0,1$
10	+ 20	10 ± 7	10 ± 3	$10,4 \pm 0,8$
	- 20	9 ± 8	9 ± 4	$9,4 \pm 0,9$
15	+ 20	16 ± 24	16 ± 8	16 ± 3
	- 20	14 ± 27	14 ± 7	14 ± 3

нейтронов во времени после сброса стержней слабо зависит от реактивности. Эта зависимость становится тем слабее, чем больше вес исследуемого стержня и чем дальше время начала интегрирования t_1 в интервале $[t_1, t_2]$ отстоит от момента останова сбрасываемого стержня. Поэтому, при измерениях реактивности глубоко подкритических состояний модернизированным МОК должно быть уделено особое внимание качеству измерений скоростей счета (токов) детекторов нейтронов.

Заключение

Применение модифицированного МОК, основанного на использовании экспериментальной информации об изменении показаний детекторов числа нейтронов в реакторе только после введения возмущения по реактивности, обеспечило определение эффективности стержней регулирования на критической сборке стенда "Астра" без введения расчетных поправок.

Возможность применения модернизированного МОК для измерений эффективности стержней регулирования критическихборок и реакторов проверяется в ходе эксперимента. Эксперименты такого рода, проведенные, в частности, на реакторах типа ВВЭР и РБМК, подтверждают, что значения логарифмических производных, служащих мерой реактивности, не зависят от места расположения детекторов нейтронов. Этот факт есть необходимое и достаточное условие использования модернизированно-

го МОК для измерений эффективности стержней реакторов типа ВВЭР и РБМК.

Список литературы

1. *РД ЭО 0137-2005*. "Комплексная методика определения физических и динамических характеристик реакторов РБМК-1000". М.: Росэнергоатом, 2005.
2. *РД ЭО 0151-2004*. "Методики расчета нейтронно-физических характеристик по данным физических экспериментов на энергоблоках АЭС с реакторами ВВЭР-1000". М.: Росэнергоатом, 2005.
3. *Кипин Дж.* Физические основы кинетики ядерных реакторов: Пер. с англ. под ред. В. А. Кузнецова. М.: Атомиздат, 1967.
4. *Казанский Ю.А., Матвеев И.П., Тютюников П.Л., Шокодько А.Г.* К учету пространственных эффектов при измерении реактивности методом обращенного решения уравнения кинетики // *Атомная энергия*, 1981, т. 51, вып. 6, с. 387-389.
5. *Лебедев Г.В.* Способ определения эффективности стержней регулирования реакторной установки. РФ. Патент на изобретение RU 2243603 C2, 7 G21 C 17/104 от 27.12.2004.
6. *Лебедев Г.В., Бобров А.А.* Система исследований кинетики реакторов атомных станций. Сб. докладов на 5-й междунаучно-техн. конф. "Безопасность, эффективность и экономика атомной энергии", 19-21 апреля 2006 г.

Контактная информация –

Лебедев Геннадий Васильевич, с. н. с., тел.: (499)196-78-72, e-mail: lgv2004@mail.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 48-56.

Генераторы стратегий управления для ядерных реакторов

Д.А. Соловьев, А.А. Семенов, Н.В. Щукин,
 НИЯУ ("МИФИ"), 115409, Москва, Каширское шоссе, 31
 Поступила в редакцию 31.03.2010 г.

Обсуждаются генераторы стратегий управления (ГСУ) – программные средства, предназначенные для повышения эффективности работы операторов АЭС. В статье приведен анализ возможностей отечественных и зарубежных ГСУ.

Ключевые слова: оптимизация, стратегия управления, генератор стратегий управления, водо-водяной реактор.

Nuclear Reactors Operating Strategy Generators. *D.A. Solovyev, A.A. Semenov, N.V. Shchukin. The "MEPhI" National Nuclear Research University" Federal State Budgetary Educational Establishment, 31, Kashirskoe Sh., Moscow, 115409.* There are considered the operating strategy generators, i.e. the software intended to increase the nuclear power plants operators work efficiency. The analysis of domestic and foreign possibilities of operating strategy generators is presented in the article.

Key Words: Optimization, Operating Strategy, Operating Strategy Generator, Pressurized Water Reactor.

1. Генератор стратегий управления

Основная цель эксплуатации АЭС – производство электроэнергии. Наилучшим режимом работы энергетических ядерных реакторов с точки зрения безопасности и надежности является режим работы на номинальном уровне мощности. Но это в идеале, а на практике энергосистема накладывает свои требования и, следовательно, необходимо иметь возможности изменять мощность энергоблока, чтобы обеспечить режим следования за нагрузкой.

Задача управления состоит из трех основных компонент – набора управляющих воздействий, перечня ограничений и целевого функционала. В дальнейшем ограничимся рассмотрением АЭС с водо-водяными реакторами под давлением.

Для управления мощностью реактора на АЭС с ВВЭР оператор может использовать борное регулирование, органы регулирования (ОР) СУЗ, изменение температуры теплоносителя на входе в активную зону.

На режим несения нагрузки накладываются ограничения, которые могут диктоваться детерминированными внешними причинами, например, требованиями со стороны энергосистемы или случайными внутренними причинами, например, отказами оборудования станции.

При управлении реакторной установкой (РУ) для обеспечения надежной эксплуатации оператору необходимо удерживать режимные параметры в безопасных пределах. Ограничения на изменение параметров обусловлены желанием избежать отказов элементов РУ или конструктивными особенностями оборудования. Для активной зоны это повреждения твэлов и корпусного оборудования. Основными характеристиками, на которые накладываются ограничения, служат:

- линейная нагрузка на твэл;
- офсет поля энерговыделения;
- расход теплоносителя через ТВС активной зоны;
- давление в I конуре;
- положение ОР СУЗ;
- скорости ввода-вывода борной кислоты и дистиллята;
- границы изменения входной температуры.

Целевые функционалы управления в настоящее время не являются жестко фиксированными. Поэтому оператор волен самостоятельно выбирать стратегию управления РУ, используя одну из большого списка целей. При оценке качества управления часто применяют следующие цели:

– максимизация коэффициента использования установленной мощности (КИУМ);

- минимизация потери энерговыработки;
- минимизация погрешности при несении заданного графика нагрузки;
- наискорейшее подавление ксеноновых колебаний;
- минимизация расхода топлива;
- продление ресурса оборудования;
- минимизация накопления радиоактивных отходов;
- минимизация дозовых нагрузок;
- могут применяться и различные комбинации перечисленных выше критериев.

Стратегию управления можно вырабатывать на разных уровнях: энергосистемы, атомной станции или отдельного энергоблока. Для помощи оператору РУ энергоблока в решении задач управления разрабатываются специализированные программные средства – ГСУ.

В настоящее время существуют различные виды ГСУ, выполняющие следующие функции в разных комбинациях:

- прогноз поведения установки при заданном законе управления;
- проверка выполнения эксплуатационных ограничений;
- получение оптимизированной последовательности выполнения операций по управлению РУ;
- расчет целевых функционалов.

Некоторые ГСУ имеют законченный вид и предлагают оператору оптимизированную последовательность выполнения управляющих операций, другие обеспечивают предсказание поведения РУ при задаваемой оператором последовательности действий и оценку целевых функционалов. И, наконец, самое элементарное – просто предсказывают поведение установки.

Оценки показывают, что использование оптимальной стратегии управления, выработанной ГСУ, по сравнению с применением стратегии, выработанной опытным оператором РУ, снижает количество удаляемой из I контура радиоактивной жидкости на 10...12 % в процессе кампании.

За счет этого снижается нагрузка на систему спецводоочистки, уменьшается количество накипи в выпаривательных установках, снижаются загрязнение ионных фильтров и количество используемых очистительных реагентов, т.е. происходит уменьшение общего количества вырабатываемых АЭС радиоактивных отходов. Это в свою очередь приводит к снижению дозовых нагрузок на обслуживающий персонал.

Повышение ядерной и радиационной безопасности эксплуатации ЯЭУ также очевидно, так как оператору психологически легче принимать решения при наличии прогнозного расчета.

2. Различные способы постановки задачи

В литературе встречаются две группы задач: в первой находятся задачи с явно выраженным технико-экономическим эффектом, ко второй группе относятся задачи, диктуемые сложившейся практикой управления реактором. Наиболее характерные задачи перечислены в табл. 1.

Эти задачи в основном сводятся к тому, что на входе в ГСУ задается предписанный график несения нагрузки, а программа должна предлагать решение задачи оптимального управления, которая с математической точки зрения является задачей о минимизации аддитивного целевого функционала J с

Т а б л и ц а 1. Обозначения решаемых задач

Задачи первой группы	
$\int G dt$	Минимизация водообмена
$\int W dt$	Максимизация энерговыработки
Задачи второй группы	
$A_0(t)$	Поддержание заданного офсета мощности
$A_{band}(t)$	Удержание офсета мощности в заданной области
$\min(A - A_0)(t)$	Подавление ксеноновых колебаний
$W A_{band}(t)$	Поддержание заданного энерговыделения
$C_B(t)$	Поддержание концентрации борной кислоты

ограничениями типа неравенств и равенств. Распишем более подробно постановку задач первой группы.

Минимизация водообмена. Управление водо-водяными реакторами осуществляется главным образом изменением положений стержней СУЗ и концентрации борной кислоты. Каждый из этих способов обладает своими достоинствами и недостатками. Перемещение органов СУЗ позволяет быстро воздействовать на мощность реактора, однако приводит к сильным локальным возмущениям и большим градиентам в поле энерговыделения.

Изменение концентрации борной кислоты равномерно влияет на энерговыделение в активной зоне, однако скорость ее ввода-вывода при водообмене ограничена. Кроме того при этом происходит удаление из I контура радиоактивной воды, требующей переработки, в результате которой происходит накопление радиоактивных отходов. Водообмен наиболее интенсивен при малых концентрациях борной кислоты в теплоносителе I контура.

Задачу оптимизации ставят как задачу на снижение водообмена $G(t)$ при заданных ограничениях и соответствии текущей электрической мощности $W(t)$ установки заданному графику несения нагрузки $W_0(t)$ на интервале времени от 0 до T :

$$J = \int_0^T G(t) dt, \quad W(t) = W_0(t).$$

Максимизация энерговыработки. В некоторых ситуациях, например, по требованию энергосистемы или в случаях отказа оборудования требуется как можно быстрее снизить, а затем набрать мощность, при этом необходимо соблюсти требования регламентных ограничений.

Эта задача оптимизации ставится как задача максимизации интегральной энерговыработки $W(t)$ за весь период управления при заданных ограничениях: $J = \int_0^T W(t) dt$.

Задача со штрафной функцией. Часто задача с ограничениями типа неравенств заменяется на задачу безусловной оптимизации со штрафной функцией. Введем

штрафную функцию следующего вида:

$$R(x_{\min}, x, x_{\max}) = \begin{cases} x - x_{\min}, & \text{if } x < x_{\min}; \\ x, & \text{if } x_{\min} \leq x \leq x_{\max}; \\ x - x_{\max}, & \text{if } x_{\max} < x. \end{cases}$$

Задача с ограничением: $J = \int_0^T W(t) dt$,

$Q(t) \leq Q_0(t)$. Задача со штрафной функцией:

$$J^* = \int_0^T (F(t) + \alpha R^2(-\Delta, Q - Q_0, \Delta)) dt.$$

В табл. 2 и 3 задачи в такой постановке будут обозначаться +*, а не +.

3. Три кита ГСУ – математическая модель, синхронизация модели, алгоритм оптимизации

К математической модели объекта управления предъявляются противоречивые требования – способность с высокой точностью реагировать на управления и воспроизводить при этом целевые функционалы, с одной стороны, и высокое быстродействие (необходимое для проведения массовых вариантных расчетов при оптимизации), с другой стороны.

Это противоречие в существующих ГСУ разрешается двумя способами. Один заключается в разделении модели на детальную (“медленную”) и приближенную (“быструю”). Детальная модель используется для идентификации текущего состояния и проведения прогнозных расчетов. Быстродействующая модель (субмодель) применяется для проведения оптимизации. Примеры быстродействующих моделей: двухточечные (SCORPIO [1], TRIAX [2]), одномерные (OSG [3]), специализированные трехмерные (БОБР [4]).

Второй способ – использование только детальной модели. Такие ГСУ сильно ограничены в возможности решения оптимизационных задач. В ГСУ второго типа чаще всего применяются существующие математические модели ядерного реактора, предназначенные для решения других задач (физические расчеты для обоснования безопасности, обучения персонала, системы восстановления поля энерговыделения по

показаниям датчиков и т.п.). К ним относятся, например, программы POWERTRAX [5], Имитатор Реактора (ИР)[6].

Алгоритм синхронизации состояния модели. Чтобы генерируемая стратегия управления могла использоваться при эксплуатации установки, необходимо синхронизировать состояние модели, применяемой для оптимизации, с текущим состоянием РУ. Все описанные в литературе ГСУ получают начальное состояние детальной модели методом установления, т.е. путем воспроизведения предыстории управляющих воздействий с помощью самой математической модели.

Генераторы, использующие быстродействующую модель, дополнительно проводят преобразование состояния детальной модели в состояние быстродействующей.

Набор возможных *алгоритмов оптимизации* очень широк. Список методов возглавляют подходы, в которых алгоритм оптимизации прост – оператору предписывается самому придумать стратегию управления (ИР).

Ввиду сложности задачи оптимизации многие авторы используют слабо формализованную итерационную процедуру – многоэтапный процесс оптимизации (Multistage Optimisation Process) как, например, в POWERTRAX.

Математически корректная оптимизация может осуществляться, например, методом покоординатного спуска (SCORPIO), на основе применения принципа максимума Понтрягина (OSG), методом динамического программирования Беллмана (БОБР).

4. Сравнительный анализ ГСУ

В табл. 2 приведена краткая информация по рассмотренным ГСУ. Как показал

анализ, все ГСУ проходят следующий эволюционный путь развития.

1. Индикация важных для оператора реактора режимных параметров текущего состояния РУ.

2. Анализ режимных параметров текущего состояния с целью выявления нарушений условий нормальной эксплуатации. Оператор на блочном щите управления РУ обладает этой информацией, но для удобства использования она должна отображаться и в ГСУ.

3. Прогноз развития ситуации при заданном законе управления реактором.

4. Вычисление функционалов, характеризующих качество управления (КИУМ, объем водообмена в I контуре, расход ресурса оборудования и т.п.). Оператор может самостоятельно выработать приемлемую стратегию на основе имеющихся оценок качества управления.

5. Выработка работоспособной (неоптимальной) стратегии. Такие стратегии могут быть построены на основе обобщения опыта управления лучших операторов РУ.

6. Выработка оптимальной стратегии управления при заданных целевых функционалах.

7. Организация процесса проверки качества стратегий управления: генерация стратегии – проверка на полномасштабной модели – проверка на реальном объекте управления.

Возможности решения вышеперечисленных задач для разных ГСУ представлены в табл. 3. Отсутствие функциональных возможностей в пп. 1, 2 табл. 3 объясняется тем, что эти возможности реализованы в системах, формально не относящихся к этим ГСУ. Видно, что во всех ГСУ реализована возможность прогнозного расчета.

Возможность генерации работоспособной и оптимальной стратегии управления

Таблица 2. Обзор ГСУ

	POWERTRAX	OSG	SCORPIO	ИР	БОБР
Автор	Moon	Turinsky	MkEllin	Филимонов	Соловьев
Фирма	Siemens	Westinghouse	IFE	РНЦ "КИ"	МИФИ
Реактор	PWR	PWR	PWR	ВВЭР	ВВЭР
3D модель	PRIZM	NESTLE	PANTHER	БИПР-7	ПРОСТОП
Субмодель	–	ID	2-точечная	–	3D

Таблица 3. Возможности ГСУ

POWERTRAX	OSG	SCORPIO	ИР	БОБР
1. Индикация параметров текущего состояния				
+	-	-	+	-
2. Анализ текущего состояния				
+	-	-	+	-
3. Прогноз развития ситуации				
+	+	+	+	+
4. Вычисление функционалов качества управления				
-	-	+	-	+
5. Выработка работоспособной (неоптимальной) стратегии				
+	+	+	+	+
6. Выработка оптимальной стратегии				
-	+	-	-	+
7. Проверка качества стратегии управления				
-	-	+	-	+

различными ГСУ характеризуется табл. 4, дающей более развернутое описание пп. 5, 6 табл. 3. Поскольку задача выработки оптимальной стратегии управления сложна, многие программы ограничиваются выработкой работоспособных стратегий, основанных на применении простых алгоритмов регулирования. Поэтому минимизируемые в этих задачах функционалы не обеспечивают явно выраженного технико-экономического эффекта.

Например, задача минимизации водообмена заменяется задачей поддержания концентрации борной кислоты в заданном диапазоне. Эти функции описаны в разделе "Регулирование" табл. 4 и со временем должны отмереть вследствие перехода к решению математически корректных задач оптимизации, отмеченных в разделе "Оптимизация" табл. 4.

В настоящее время еще ни один из ГСУ не прошел эволюционный путь до конца.

Наиболее полно всем требованиям, предъявляемым к ГСУ, соответствует отечественная разработка блока оптимизации борного регулирования (БОБР) [4], осуществляющего математически корректную оптимизацию методом динамического программирования. Для повышения скорости расчета в алгоритме оптимизации используются эвристические подходы для отсеечения неэффективных ветвей расчета и округление переменных состояния задачи.

В БОБРе применяется быстродействующая трехмерная модель активной зоны. При построении модели приняты следующие физические и математические приближения. Квазистационарные модели нейтронного поля (быстрые переходные процессы не учитываются) и выделения тепла в топливе и теплоносителе (энерговыведение в топливе уравновешено теплосъемом), постоянные значения выгорания топлива сокращают круг рассматриваемых физичес-

Таблица 4. Целевые функционалы

	POWERTRAX	OSG	SCORPIO	ИР	БОБР
Регулирование					
$A_0(t)$	+	-	-	-	-
$A_{band}(t)$	+	+	-	+	+
$\min(A - A_0)(t)$	+	+	+	+	+
$WA_{band}(t)$	+	+	+	-	+
$C_B(t)$	-	+	-	-	-
Оптимизация					
$\int Gdt$	-	*	-	-	+
$\int Wdt$	-	-	-	-	+

ких процессов и повышают быстродействие.

Достаточная точность воспроизведения трехмерных полей достигается за счет настройки модели на выбранный момент кампании для заданного энергоблока и использования базиса главных компонент (Principal component analysis) [7] для представления нейтронного поля и концентраций нуклидов. Для получения динамической модели и повышения быстродействия применяется метод выбора минимальных подмножеств (Minimal subset selection) [8].

Кроме того, для дополнительного повышения скорости расчета в БОБРе используются современные технологии распределенных многопроцессорных вычислений.

Заключение

ГСУ для водо-водяных реакторов активно развиваются и связано это с тем, что построение ГСУ даже с неполным перечнем функций сулит значительные выгоды. В настоящее время для ГСУ разработаны алгоритмы синхронизации с текущим состоянием энергоблока, реализованы функции индикации и анализа текущего состояния, имеются возможности прогнозного расчета.

Однако, несмотря на хорошо развитую теорию оптимального управления, далеко не все ГСУ применяют математически корректные алгоритмы построения оптимальных стратегий управления. Одной из причин этого является отсутствие быстродействующих математических моделей РУ, способных с высокой точностью реагировать на управления и воспроизводить при этом целевые функционалы.

В связи с этим в настоящее время необходимо сосредоточиться на разработке методик построения быстродействующих математических моделей реакторов, предназначенных для решения конкретных задач, без чего невозможно эффективное решение оптимизационных задач.

Решение этой задачи будет сопряжено с отмиранием рудиментарных функций ГСУ, реализованных в виде простейших алгорит-

мов управления, и в результате приведет к решению математически корректных задач оптимизации.

Список литературы

1. *Hornaes A., Porsmyr J., Berg O., Bodal T.* User interface design and system integration aspects of core monitoring systems. Proc. of the workshop on core monitoring for commercial reactors: Improvements in systems and methods, October 4-5, 1999.
2. *Yoichiro Shimazu.* Application of three axial offsets trajectory method for load follow operation control in PWRs // Nuclear science and technology, 38(10):809–818, October 2001.
3. *Turinsky P.J., Jiangqing Y.* Pressurized water reactor core maneuvering utilizing optimal control theory // Nuclear science and engineering, 129(2):97–123, 1998.
4. *Семенов А.А., Соловьев Д.А.* Блок оптимизации борного регулирования для снижения накопления жидких радиоактивных отходов в переходных режимах ВВЭР-1000 // Научная сессия МИФИ-2009, 1:48, 2009.
5. *Caves J.R., Moon H., Beczkowiak M.* Operating strategy generator method and utilization in POWERTRAX PWR core monitoring system. In: Proc. of the PHYSOR 2000 ANS Int. topl. meet. on advances in reactor physics and mathematics and computations into the next millennium, may 7-12, 2000, Pittsburgh, Pennsylvania, USA. CD-ROM, ANS, 2000.
6. *Мамичев В.В., Филимонов П.Е., Аверьянова С.П., Ковель А.И.* Развитие, внедрение и современное состояние расчетной программы "Имитатор реактора" // Атомная энергия, октябрь 2008, т. 105, вып. 4, с. 237–240.
7. *Gorban A.N., Kegl B., Wunsch D.C., Zinovyev A. (Eds.)* Principal manifolds for data visualization and dimension reduction, series: Lecture notes in computational science and engineering, 58, Springer, Berlin – Heidelberg – New York, 2008.
8. *Miller A.* Subset selection in regression, second edition. Chapman and Hall/CRC, 2002.

Контактная информация –

Соловьев Денис Алексеевич, инженер, тел.: (495)323-95-99, e-mail: and@ets.mephi.ru, den@eniko.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 57–62.

Методика и пакет прикладных программ планирования перегрузок топлива РБМК

В.Е. Дружинин, Ю.В. Шмонин, Р.В. Плеханов, Д.А. Лысов, А.С. Немиров, К.И. Смирнов,
ОАО "ВНИИАЭС", 109507, Москва, Ферганская ул., 25

Поступила в редакцию 11.11.2009 г.

Изложены постановка задачи и методология планирования перегрузок ядерного топлива РБМК, формализованные в рамках отраслевой "Типовой методики планирования перегрузок на АЭС с реакторами РБМК". Описаны основные положения методики, пакет ОПЕРА-М прикладных программ, предназначенный для планирования перегрузок, и результаты его тестирования.

Ключевые слова: РБМК-1000, перегрузки топлива, технологические ограничения, расчетные коды, распределение энерговыделения, глубина выгорания топлива.

The Technique and the Package of Applied Programs for Refueling Planning of RBMK. V.E. Druzhinin, Yu.V. Shmonin, R.V. Plekhanov, D.A. Lysov, A.S. Nemirov, K.I. Smirnov, JSC "VNIIAES", 25, Ferganskaya St., Moscow, 109507. Statement of a task and methodology of RBMK reactors nuclear fuel reloading planning which are formalized in frames of the branch document "Typical technique of refueling planning on the RBMK type NPP" are stated. Philosophy of the "Typical technique...", the OPERA-M package of applied programs, intended for a refueling planning, and results of its testing are described.

Key Words: RBMK-1000, Refueling, Technological Restrictions, Calculation Codes, Power Distribution, Burning-out of Fuel.

1. Методика планирования перегрузок топлива

Конструкция РБМК-1000 предусматривает возможность проведения перегрузок топливных каналов (ТК), содержащих тепловыделяющие сборки (ТВС) и дополнительные поглотители (ДП), как при работе реактора на мощности, так и на остановленном реакторе.

На остановленном реакторе перегрузки ТК в основном проводятся:

- для обеспечения контроля и замены ТК реактора;
- при формировании загрузки активной зоны в ходе модернизации системы контроля и управления реактора.

При работе реактора на энергетическом уровне мощности перегрузки ТВС компенсируют выгорание ядерного топлива и обеспечивают поддержание оперативного запаса реактивности (ОЗР).

За счет перегрузок ТК, проводимых как на энергетическом уровне мощности, так и на остановленном реакторе, должна формироваться загрузка активной зоны реактора, обеспечивающая:

- безопасную эксплуатацию реактора при работе на номинальном (разрешенном) уровне мощности при соблюдении эксплуатационных пределов технологических параметров;
- поддержание нейтронно-физических характеристик реактора в установленных пределах;
- соблюдение назначенного ресурса и срока службы ТВС и ДП;
- рациональное использование ядерного топлива.

Особенности конструкции активной зоны РБМК не позволяют свести задачу планирования перегрузок ТК к выполнению разработанного набора правил или приемов, определяющих порядок перегрузок, например, по глубине выгорания ТВС. Следовательно, неотъемлемым условием эксплуатации РБМК является наличие "оперативной" системы планирования перегрузок ТК.

Такая система включает:

- действующие методики и инструкции по планированию перегрузок;
- программное обеспечение для выполнения нейтронно-физических расчетов;

– группу сотрудников АЭС, которая выполняет расчеты и готовит задание на перегрузку ТК.

Основным нормативным документом по планированию перегрузок для РБМК-1000 служит “Типовая методика планирования перегрузок на АЭС с реакторами РБМК-1000” [1]. Методика разработана ВНИИАЭС совместно со специалистами ОАО “Концерн Росэнергоатом”, НИКИЭТ, РНЦ “Курчатовский институт”, Курской, Ленинградской и Смоленской АЭС.

В рамках “Типовой методики...”:

- формализованы основные этапы процедуры планирования перегрузок ТК;
- приведен набор технологических ограничений;
- определены параметры, характеризующие критерии приемлемости перегрузок и качество формирования загрузки активной зоны;
- сформулированы основные направления и рекомендации по рациональному применению ядерного топлива;
- приведены требования к расчетным кодам, используемым для планирования перегрузок на АЭС.

Непосредственно на АЭС с РБМК-1000 для планирования перегрузок применяются инструкции, подготовленные на базе “Типовой методики...” с учетом специфики планирования перегрузок на АЭС. В “Типовой методике...” задача планирования перегрузок ТК для РБМК разделена на стратегию перегрузок и текущее планирование.

Стратегия перегрузок формируется на основе расчетных исследований по моделированию перегрузок реактора на длительный период с учетом особенностей конструкции активной зоны, условий эксплуатации реактора, типа и обогащения ядерного топлива и технологических ограничений. Немаловажное значение при разработке стратегии перегрузок имеет обобщение опыта эксплуатации и планирования перегрузок на АЭС.

При разработке стратегии перегрузок с использованием расчетного моделирования работы реактора с перегрузкой ТК теми

или иными методами решается оптимизационная задача. В качестве целевой функции обычно применяется расход свежего топлива для подпитки реактора, а в качестве ограничений – предельные значения технологических и нейтронно-физических характеристик реактора (например, максимальная мощность ТВС, линейная нагрузка на твэл, паровой коэффициент реактивности и т.д.).

На основе таких исследований подготавливаются рекомендации по использованию соответствующих профилей распределения энерговыделения и энерговыработки ТВС в активной зоне, выбору алгоритмов перестановок ТВС при перегрузках, дополнительных ограничений и алгоритмов подготовки списка каналов-кандидатов на перегрузку. Эти рекомендации с помощью Эксплуатирующей организации доводятся до АЭС в виде дополнений к “Типовой методике...” и реализуются в рамках прикладных программ, предназначенных для планирования перегрузок на АЭС.

В соответствии с “Типовой методикой...” постановка задачи текущего планирования перегрузок строится иначе. Основная цель текущего планирования перегрузок – обеспечение безопасной работы реактора на мощности при соблюдении установленных ограничений на нейтронно-физические характеристики и технологические параметры. При этом планирование перегрузок проводится, исходя из условия поддержания заданного регламентированного профиля энерговыделения по радиусу активной зоны реактора, рекомендованного с учетом экономии расхода ядерного топлива.

Сформированная в ходе перегрузок топлива загрузка активной зоны РБМК-1000 определяет нейтронно-физические характеристики реактора и технологические параметры, значения которых ограничены требованиями ядерной безопасности, проекта и Технологического регламента по эксплуатации. Основные из них:

- коэффициент запаса ($K_{\text{зап}}$) до допустимой предельной мощности (по кризису теплообмена) ТК;

- линейная тепловая нагрузка на ТВЭЛ и максимальная мощность ТК;
- ОЗР;
- подкритичность реактора;
- эффективность стержней аварийной защиты (АЗ);
- температура графитовой кладки;
- коэффициенты и эффекты реактивности;
- назначенный срок службы ТВС;
- назначенный ресурс (глубина выгорания выгружаемого топлива) ТВС и ДП.

Только часть этих характеристик может быть измерена при работе реактора на мощности или на остановленном реакторе. Остальные характеристики являются расчетными. Подтверждение значений основных технологических параметров реактора после перегрузки выполняется по данным системы контроля реактора. Оценка и подтверждение значений расчетных нейтронно-физических характеристик проводятся на этапе планирования перегрузок с использованием расчетных кодов.

Текущее планирование перегрузок ТК на АЭС с РБМК-1000 осуществляется в соответствии со следующими основными этапами:

- подготовка списка каналов-кандидатов на перегрузку,
- формирование последовательности перегрузок ТК с учетом выполнения ограничений и критериев приемлемости перегрузок,
- подготовка задания на перегрузку.

1.1. Подготовка списка каналов-кандидатов на перегрузку проводится из числа ТВС с максимальным выгоранием с учетом технологических ограничений на перегрузку ТК. При наличии в загрузке реактора ТВС с разным обогащением глубина выгорания выгружаемых ТВС выбирается с учетом зависимости K_{∞} от выгорания для каждого типа ТВС.

Набор технологических ограничений на перегрузку ТК сформирован, исходя из требований проекта, эксплуатационных пределов и опыта планирования перегрузок. В качестве примера ниже перечислен ряд основных технологических ограничений при перегрузке ТК:

- запрещается загрузка ТВС и ДП в ТК с запрещенным расходомерным трактом или с неисправным запорно-регулирующим клапаном кроме перегрузок типа ОТВС \Rightarrow СВ¹⁾ и ДП \Rightarrow СВ или ДП \Rightarrow СВ \Rightarrow ДП, связанных с заменой парящей прокладки или выгоревшего ДП на “свежий”;
- запрещается любая перегрузка в ТК кроме перегрузки ТВС \Rightarrow СВ при наличии в непосредственной близости от него (окружении 3×3) двух и более ТК с неисправным расходомерным трактом;
- запрещается загрузка свежей ТВС в ТК, в ближайшем окружении которого (3×3) находится ТВС с энерговыработкой менее 200 МВт·сут/ТВС (допускается установка не более двух ТВС с энерговыработкой менее 200 МВт·сут/ТВС в соседние по диагонали ТК, если они оба граничат в первом радиусе с ДП);
- разрешается загрузка свежей ТВС по технологическим причинам (парящая или негерметичная ТВС) в ТК, расположенный в первом радиусе от ТВС с энерговыработкой менее 200 МВт·сут/ТВС, если она не граничит на первом радиусе со стержнями автоматического регулирования (АР) и АЗ (выполнение такой перегрузки должно подтверждаться расчетными критериями приемлемости по величине положительной реактивности, возможности компенсации распределения энерговыделения в районе перегрузки стержнями СУЗ и эффективности стержней АЗ);
- величина $K_{зап}$ должна быть не менее 1,1 во всех ТК, окружающих предполагаемый к перегрузке ТК.

При подготовке списка каналов-кандидатов могут быть введены дополнительные ограничения, обусловленные стратегией планирования перегрузок или условиями проведения реакторных испытаний опытных партий ТВС, ДП или стержней СУЗ.

1.2. Формирование последовательности перегрузок ТК осуществляется с использованием многокритериального алгоритма отбора ТК из числа каналов-канди-

¹⁾СВ – незагруженный канал (“столб воды”)

датов на перегрузку на основе расчетного анализа состояния реактора, выполненного по полномасштабным 2D или 3D нейтронно-физическим кодам. В соответствии с принятой в настоящее время практикой планирования перегрузок формирование последовательности перегружаемых ТК осуществляется из условия поддержания регламентированной формы распределения энерговыделения (Q_{03}) при работе реактора на мощности.

Для подготовки регламентированной формы распределения энерговыделения применяется регламентированный профиль распределения энерговыделения по радиусу активной зоны $Q_{03}(r)$ – одномерная функция радиуса активной зоны реактора. Пример набора типовых регламентированных профилей приведен на рис. 1. Основными отличиями профилей служат радиус зоны плато и крутизна спада на периферии активной зоны, определяющая долю радиальной утечки нейтронов.

При расчете профилей энергораспределения для реальных состояний реактора вычисляется среднее энерговыделение ТВС

по радиальным кольцевым зонам реактора. В конкретном состоянии реактора профиль распределения энерговыделения по радиусу активной зоны РБМК-1000 может отличаться от типового. Это обусловлено особенностями текущих перегрузок и компенсации распределения энерговыделения стержнями СУЗ. Однако усредненные профили носят достаточно устойчивый характер. Пример реальных профилей распределения энерговыделения по радиусу активной зоны для разных энергоблоков с РБМК-1000 приведен на рис. 2.

Для демонстрации взаимосвязи между заданным профилем распределения энерговыделения по радиусу активной зоны и соответствующим ему радиальным профилем выгорания на рис. 3 приведены результаты расчетов по профилированию распределения энерговыделения за счет изменения выгорания ТВС по кольцевым зонам реактора. Расчет выполнен для случая, когда стержни ручного регулирования (РР) и АР установлены на одинаковую глубину погружения, которая соответствует регламентному значению величины ОЗР.

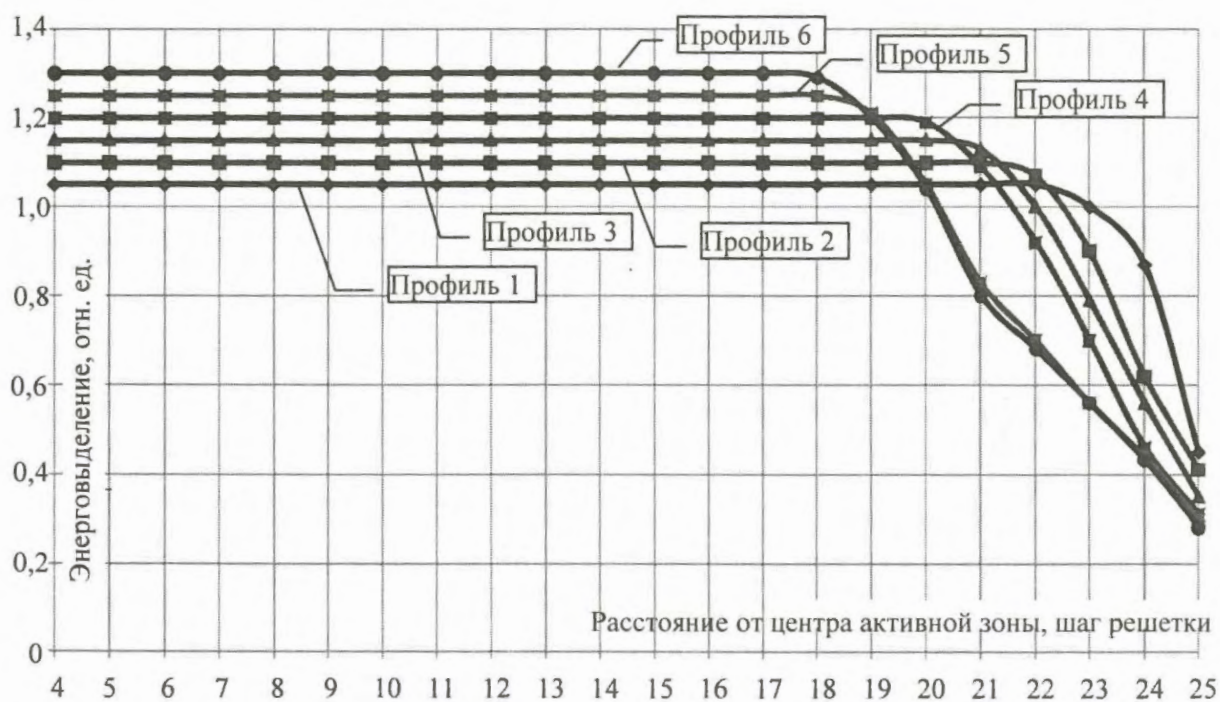


Рис. 1. Регламентированные профили распределения энерговыделения по радиусу активной зоны РБМК-1000

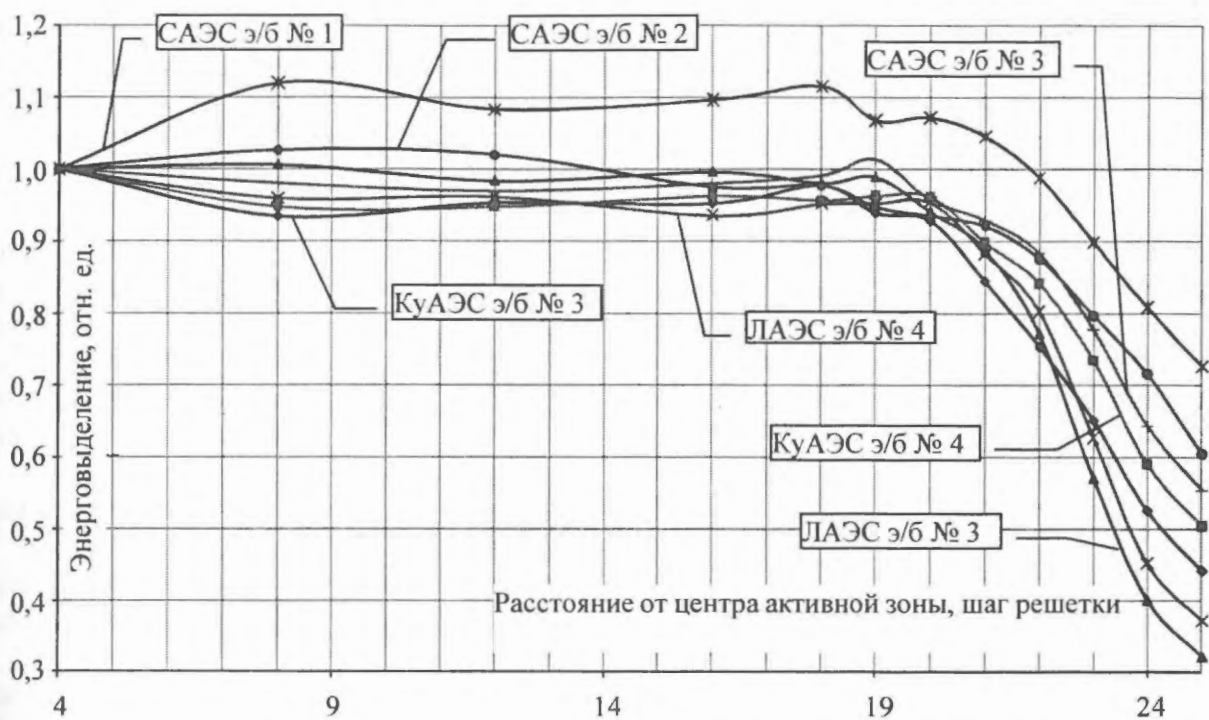


Рис. 2. Профили распределения энерговыделения по радиусу активной зоны РБМК-1000

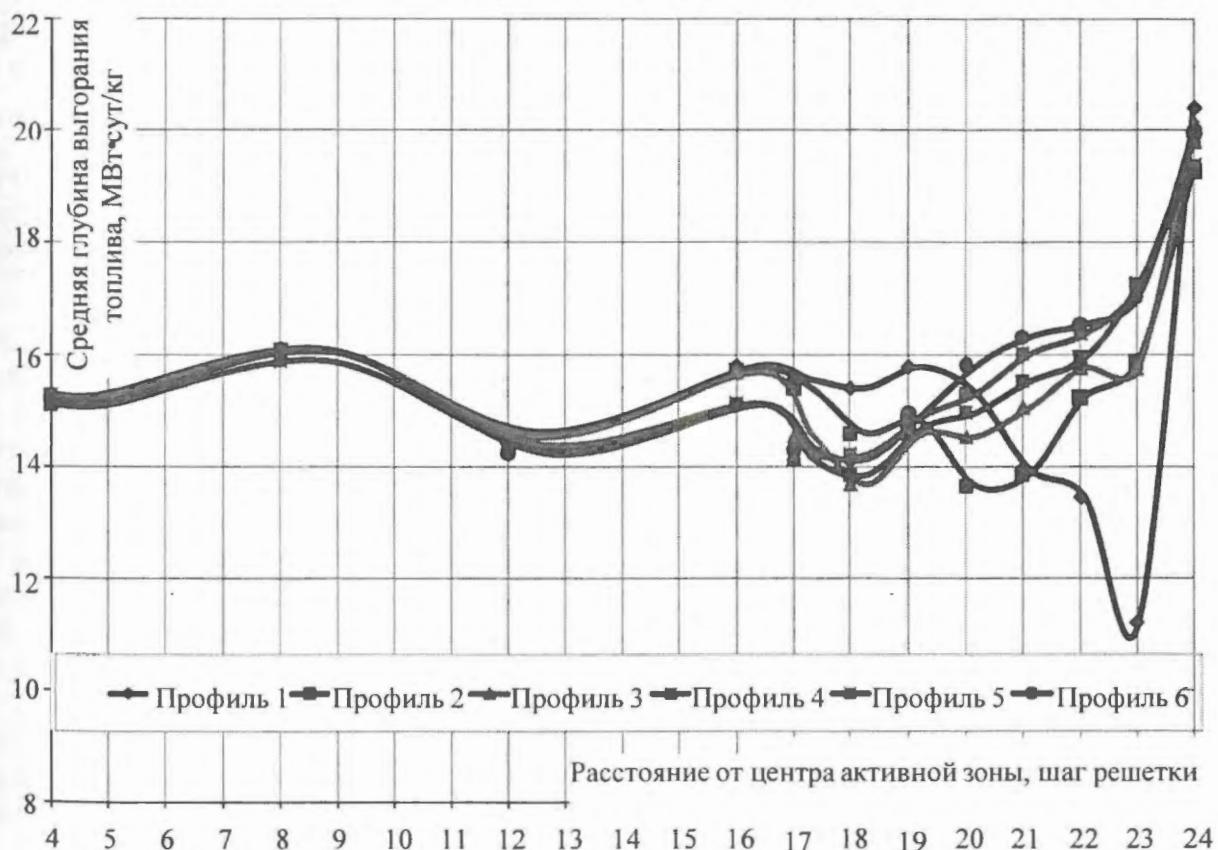


Рис. 3. Профили распределения выгорания по радиусу активной зоны, соответствующие типовым профилям энерговыделения

Профиль регламентированного распределения энерговыделения выбирается, исходя из условий минимизации утечки нейтронов (что обеспечивает экономное

использование ядерного топлива) и превышения предельно-допустимой мощности ТВС и максимальной линейной нагрузки на ТВЭЛ.

Для формирования регламентированной формы распределения энерговыделения применяются поправки, учитывающие структуру загрузки активной зоны реактора, положение и распределение функциональных групп стержней СУЗ. Их использование можно пояснить на следующем примере.

Поскольку стержни АЗ не применяются для регулирования распределения энерговыделения, всплески энерговыделения, возникающие при загрузке свежей ТВС вблизи стержня АЗ, трудно компенсировать. Для снижения всплесков энерговыделения перегрузки вблизи стержней АЗ могут проводиться с использованием перестановок ТВС. Однако, повышение выгорания ТВС вокруг стержней АЗ приводит к снижению их эффективности.

Зависимость эффективности стержней АЗ от глубины выгорания ТВС, расположенных вокруг них, представлена на рис. 4. Приведены результаты расчета изменения эффективности стержней АЗ для холодного разотравленного состояния реактора при изменении глубины выгорания в четырех и восьми ТВС, окружающих стержни АЗ, в диапазоне от 80 до 115 %. Глубина выгорания варьировалась для ТВС, находящихся

в первом радиусе от стержней АЗ или в первом и втором радиусах одновременно. За счет изменения глубины выгорания ТВС вблизи стержней АЗ на 20 % их эффективность может быть изменена на величину 0,5...0,8 $\beta_{эф}$.

Для снижения всплесков энерговыделения вблизи стержней АЗ и обеспечения их эффективности при планировании перегрузок используется деформация регламентированной формы распределения энерговыделения. Она осуществляется с применением алгоритмов коррекции нейтронно-физического расчета на изменение положения стержней СУЗ программы ПРИЗМА [2]. Коэффициенты деформации определяются на основе расчетных исследований и опыта эксплуатации.

На рис. 5 (1-я стр. цветной вкладки) приведен пример регламентированной формы распределения энерговыделения, используемого на Смоленской АЭС, сформированной с учетом Q_{03} , расположения ДП, стержней АЗ и датчиков ДКЭ-В.

1.3. Проверка выполнения ограничений и критериев приемлемости перегрузок проводится после первичного выбора последовательности перегружаемых ТК для

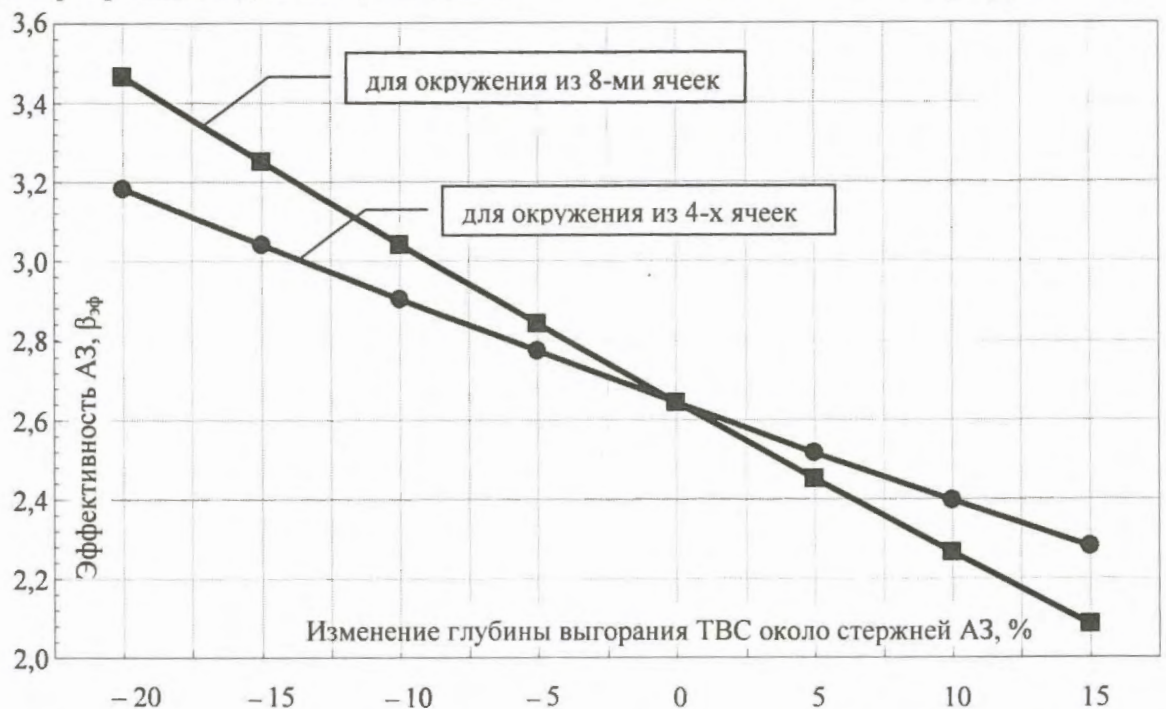


Рис. 4. Эффективность АЗ в зависимости от изменения выгорания ТВС, расположенных рядом со стержнями АЗ

45	ТВС 2,8 % $E = 960$	ТВС 2,8 % $E = 520$	ТВС 2,6 % $E = 2\ 440$	ТВС 2,8 % $E = 1\ 620$	ТВС 2,8 % $E = 800$	ТВС 2,8 % $E = 1\ 370$	ТВС 2,8 % $E = 680$
44	ТВС 2,8 % $E = 1\ 180$	ТВС 2,6 % $E = 2\ 920$	УСП	ТВС 2,8 % $E = 1\ 240$	ТВС 2,6 % $E = 2\ 650$	ТВС 2,8 % $E = 1\ 610$	КРО
43	ТВС 2,8 % $E = 1\ 740$	ТВС 2,8 % $E = 880$	ТВС 2,8 % $E = 1\ 640$	ТВС 2,6 % $E = 2\ 880$	ТВС 2,6 % $E = 2\ 360$	ТВС 2,6 % $E = 2\ 780$	ТВС 2,8 % $E = 580$
42	РР	ТВС 2,8 % $E = 270$	ТВС 2,8 % $E = 1\ 060$	ТВС 2,8 % $E = 850$	АЗ	ТВС 2,8 % $E = 1\ 660$	ДП
41	ТВС 2,8 % $E = 620$	ТВС 2,8 % $E = 2\ 050$	ТВС 2,6 % $E = 2\ 880$	ТВС 2,6 % $E = 2\ 480$	ТВС 2,8 % $E = 2\ 150$	ТВС 2,8 % $E = 980$	ТВС 2,8 % $E = 1\ 470$
	21	22	23	24	25	26	27

Рис. 6. Фрагмент активной зоны реактора (тип ТВС, E – глубина выгорания МВт·сут/ТВС, КРО – кластерный регулирующий орган, УСП – укороченный стержень-поглотитель)

каждой перегрузки, включая проверку возможности компенсации стержнями СУЗ всплесков энерговыделения и линейной тепловой нагрузки на ТВЭЛ.

В “Типовой методике...” для обеспечения равномерности размножающих свойств загрузки активной зоны, выравнивания распределения энерговыделения и обеспечения соблюдения требований по подкритичности сформулированы следующие ограничения на величину радиального коэффициента неравномерности распределения энерговыделения (K_r):

– величина K_r для “рабочего”²⁾ состояния реактора при всех извлеченных из реактора стержнях СУЗ не должна превышать величину 2,5;

– величина K_r для холодного разотравленного состояния реактора при всех, кроме АЗ, погруженных в реактор стержнях СУЗ не должна превышать величину 3,5.

Расчет коэффициентов неравномерности распределения энерговыделения проводится с применением условно-критической расчетной модели.

Для РБМК-1000 первого поколения, имеющих неравномерную решетку стержней СУЗ, допускаются перегрузки ТК по технологическим причинам с превышением

значения K_r для холодного разотравленного состояния при соблюдении дополнительных критериев приемлемости по подкритичности реактора, положительной реактивности, вносимой при перегрузке, и подтверждения возможности компенсации всплесков энерговыделения стержнями СУЗ.

Эффективность использования технологических и расчетных ограничений по величине K_r может быть продемонстрирована на следующем примере. Для реального состояния загрузки активной зоны РБМК-1000 проведено моделирование перегрузок ТК с их нарушением.

В исходном “рабочем” состоянии (все стержни СУЗ извлечены) $K_r = 1,88$, а в холодном разотравленном состоянии (все стержни, кроме АЗ, погружены) $K_r = 2,78$.

Моделируется последовательная установка 20-ти свежих ТВС в окружении ТК 43-24. На рис. 6 представлен фрагмент загрузки активной зоны реактора, на котором обозначены глубина выгорания и тип ТВС. ТК, в которые устанавливаются свежие ТВС, затемнены.

Проверка возможности выравнивания распределения энерговыделения в рабочем состоянии при таких перегрузках выполнялась с применением расчетов по его профилированию стержнями СУЗ. Алгоритм профилирования реализован в программе ОПТИМА [4, 5]. Ограничение по величине K_r

²⁾Рабочий диапазон температур и равновесное отравление

при извлеченных стержнях СУЗ в “рабочем” состоянии реактора нарушено после проведения 10-ти перегрузок. Практически одновременно (после 9-ти перегрузок) величина K_r для профилированного распределения энерговыделения превышает установленное допустимое значение 1,5 (рис. 7).

Для холодного разотравленного состояния для этих же перегрузок выполнены расчеты подкритичности реактора и эффективности стержней АЗ без одного наиболее эффективного стержня (АЗ-1). Ограничение по величине K_r при всех, кроме АЗ, погруженных стержнях СУЗ для холодного состояния реактора нарушено после проведения 5-ти перегрузок (рис. 8). Практически одновременно до нижнего предела (1,5 $\beta_{эф}$) снижается эффективность АЗ-1 и начинает уменьшаться подкритичность реактора.

Проверка компенсации всплесков энерговыделения стержнями СУЗ и линейной тепловой нагрузки на ТВЭЛ проводится с использованием 2D и 3D кодов, моделирующих управление распределением энерговыделения стержнями СУЗ.

Перегрузки ТК, для которых не выполняются ограничения и критерии приемле-

мости, из списка исключаются. Далее по процедуре, описанной выше, из списка перегружаемых ТК формируется окончательная последовательность перегружаемых ТК.

1.4. Задание на перегрузку ТК содержит:

- очередность и координаты перегружаемых ТК;
- характеристики выгружаемого и загружаемого изделий (тип, обогащение, энерговыработка);
- характер перегрузки (плановая, негерметичная, парящая и т.д.).

Подготовка заданий на перегрузку выполняется в зависимости от условий эксплуатации реактора и наличия внеплановых перегрузок по технологическим причинам, которые проводятся в первоочередном порядке. При перегрузке ТК по технологическим причинам производится выгрузка ТВС с заменой на СВ. После этого выполняются работы по подготовке нового задания на перегрузку, в котором по возможности предусматривается загрузка в этот ТК свежей или выгоревшей ТВС.



Рис. 7. Изменение коэффициента радиальной неравномерности распределения энерговыделения в “рабочем” состоянии реактора

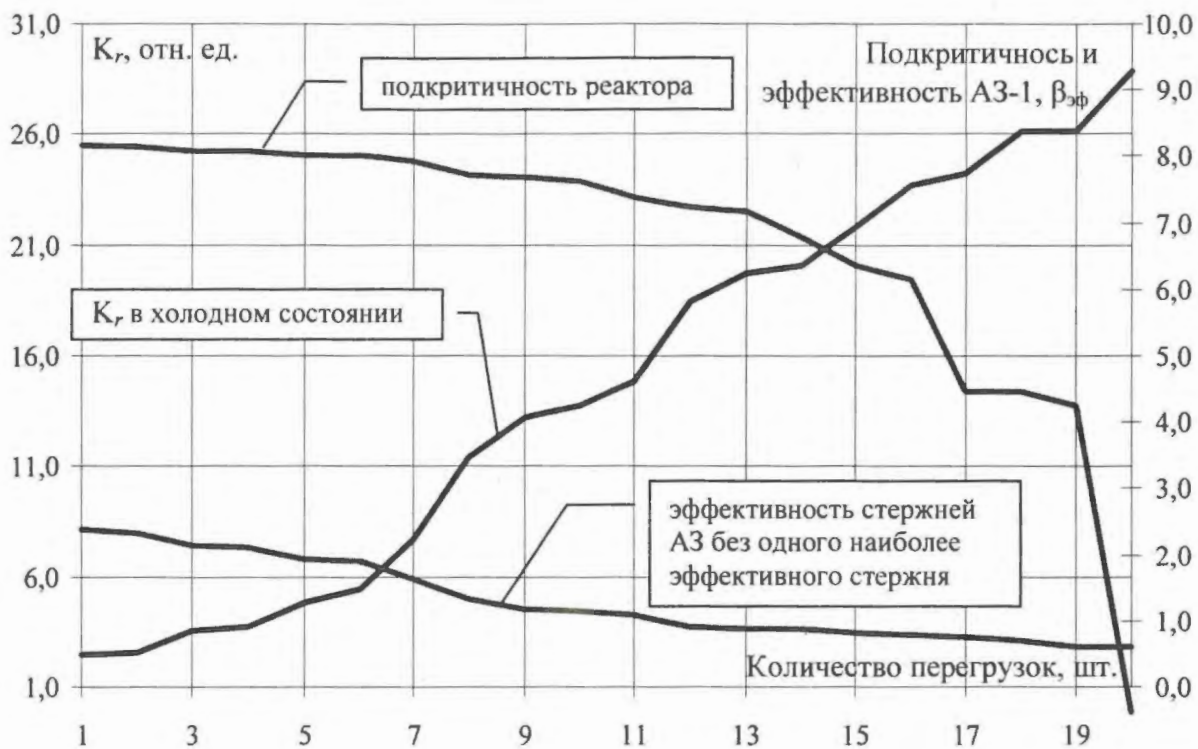


Рис. 8. Изменение коэффициента радиальной неравномерности в холодном состоянии, эффективности стержней АЗ без одного наиболее эффективного стержня и подкритичности реактора

При выгрузке ТВС по технологическим причинам или невозможности загрузки ТВС, предусмотренной заданием на перегрузку, для поддержания заданной величины ОЗР допускается проведение следующих одной-двух перегрузок по порядку задания на перегрузку ТК. Однако, независимо от полученных параметров загрузки активной зоны задание на перегрузку корректируется.

2. Пакет прикладных программ планирования перегрузок

Как отмечалось выше, описанная методика планирования перегрузок РБМК-1000 предполагает использование соответствующих расчетных кодов, необходимых как для разработки и обоснования стратегии перегрузок, так и обеспечения текущего планирования перегрузок на АЭС. Их развитие обеспечено наличием современной вычислительной техники, организацией оперативной подготовки данных о состоянии энергоблоков по специализированным каналам связи, разработкой верифицированных и аттестованных программ нейтронно-физических расчетов.

На АЭС с РБМК-1000 в настоящее время применяются программные комплексы планирования перегрузок топлива, разработанные на основе кодов комплекса ЭНЕРГИЯ (ВНИИАЭС), кодов SADCO (НИКИЭТ) и СТЕРАП (РНЦ "КИ").

Для решения задач планирования перегрузок ВНИИАЭС разработан модульный пакет ОПЕРА-М прикладных программ, в составе которого использованы верифицированные и аттестованные коды комплекса ЭНЕРГИЯ: POLARIS, ТРОЙКА, БОКР, ОПТИМА, а также библиотека констант БОКР-РБМК [4...7].

Пакет прикладных программ предназначен для:

- моделирования работы реактора с применением различных стратегий перегрузок и перестановок топлива на длительные периоды времени;
- моделирования действий оператора реактора по управлению распределением энерговыделения;
- анализа изменения нейтронно-физических характеристик РБМК-1000 при использовании различных стратегий перегрузок топлива и внедрении новых типов топлива;

– разработки стратегий перегрузки топлива и подготовки рекомендаций для текущего планирования перегрузок на АЭС с РБМК-1000;

– текущего планирования перегрузок на АЭС.

В рамках пакета программ формализованы основные этапы и методология планирования перегрузок, предусмотренные “Типовой методикой...”. В состав пакета включены следующие программные модули:

– выбора каналов-кандидатов на перегрузку с учетом технологических ограничений и стратегии перегрузок топлива;

– формирования последовательности перегружаемых каналов;

– проверки выполнения технологических ограничений и расчетных критериев при перегрузке;

– профилирования энергораспределения стержнями СУЗ (моделирование действий оператора по управлению энерговыделением стержнями СУЗ);

– расчета энерговыработок ТВС;

– расчета нейтронно-физических характеристик (коэффициентов и эффектов реактивности).

Структура пакета программ позволяет проводить замену или подключение дополнительных расчетных модулей. Обмен данными между модулями осуществляется с использованием базы данных о состоянии РУ комплекса ЭНЕРГИЯ и набора файлов обмена данными. В рамках комплекса предусмотрена возможность корректировки входных и интерфейсных данных отдельных программных модулей в зависимости от решаемой задачи, а также возможность формирования гибких цепочек работы модулей.

2.1. Модуль VIBOR формирования списка кандидатов на перегрузку определяет список каналов-кандидатов на перегрузку с учетом глубины выгорания ТВС и технологических ограничений на перегрузку. Множество каналов-кандидатов на перегрузку задается формулой

$$P = (M / (M1 \cup M2)) \cup M3, \quad (1)$$

где P – множество каналов-кандидатов на перегрузку; M – совокупность всех ТК в активной зоне; $M1$ – совокупность ТК с глубиной выгорания меньше заданной (для каждого типа ТК); $M2$ – совокупность ТК, запрещенных к перегрузке пользователем; $M3$ – совокупность ТК, рекомендуемых в кандидаты на перегрузку специалистом АЭС.

Модуль VIBOR может применяться для подготовки списка каналов-кандидатов на перегрузку, проверки заданного списка на выполнение технологических ограничений, подготовки списка каналов-кандидатов на перегрузку с учетом повторного использования.

При моделировании длительного периода работы реактора список каналов-кандидатов обновляется после моделирования одной или нескольких перегрузок. При подготовке заданий на перегрузку на АЭС список подготавливается для расчета каждого задания на 6...10 перегрузок.

Описанный подход подготовки списка каналов-кандидатов обеспечивает:

– выбор для перегрузки каналов, содержащих ТВС с максимальной или близкой к максимальной глубиной выгорания (разной для каждого типа ТВС);

– выбор для перегрузки каналов, содержащих ТВС с заданным диапазоном энерговыработок для перестановок ТВС;

– выполнение технологических ограничений на перегрузку.

2.2. Модуль OPERA формирования последовательности перегрузок использует следующий алгоритм формирования последовательности перегрузок.

Из сформированного списка каналов-кандидатов намечается некоторое число N каналов таких, что при заданном фиксированном положении стержней СУЗ перегрузка N каналов формирует столбец матрицы W распределения энерговыделения, наиболее близкого к регламентированному профилю $W^{рег}$ энерговыделения. После каждой перегрузки в рамках модуля проводится проверка выполнения расчетных критериев, обеспечивающих формирование фи-

зически равномерной загрузки активной зоны реактора.

В модуле применяется 2D или 3D решение условно-критической задачи в двухгрупповом диффузионном приближении. В качестве 2D блока используется программа БОКР, а в качестве 3D блока – программа POLARIS.

Представим уравнение для расчета энерговыделения в виде

$$\mathbf{W} = \mathbf{A}\mathbf{W}/k_{эф}. \quad (2)$$

Матричный оператор \mathbf{A} описывает процессы деления, поглощения и диффузии нейтронов в реакторе. Физический смысл входящего в уравнение (2) линейного оператора \mathbf{A} заключается в том, что k -му поколению нейтронов соответствует поле энерговыделения $\mathbf{A}^{(k)}\mathbf{W}$ при условии, что нулевому поколению соответствует поле энерговыделения \mathbf{W} .

Рассмотрим оптимизационную задачу по нахождению набора $\{K_i\}_{i=1}^N$ координат N каналов из множества P такого, чтобы после загрузки свежих ТВС в каналы с координатами $\{K_i\}_{i=1}^N$ достигался минимум нормы $\|\mathbf{W} - \mathbf{W}^{рег}\|$. Здесь \mathbf{W} – решение (2) при заданном положении стержней СУЗ.

Решение оптимизационной задачи находится путем перебора всех возможных вариантов. Вполне приемлемый для практики компромисс между точностью и временем получения результата дает следующий подход.

Для каждого канала (из множества P) вычисляется коэффициент α_i по формуле

$$\alpha_i = \left(\sum_{l \in \Pi_i} W_l^{рег} \omega_l \right) / \left(\sum_{l \in \Pi_i} W_l \omega_l \right), \quad (3)$$

где W_l определяется из (2), l – номер канала, ω_l – весовые множители.

В (3) суммирование ведется по номерам каналов из полячейки Π_i размерности (5×5) , в центре которой расположен i -й канал. Перегружается принадлежащий множеству P канал с максимальным α_i .

Подготовка $\mathbf{W}^{рег}$ осуществляется на основе типового профиля распределения энерговыделения по радиусу активной зо-

ны реактора, откорректированного на расположение стержней АЗ и “стандартное” положение стержней СУЗ [3].

Далее проводятся расчеты по проверке выполнения критериев приемлемости перегрузки по значениям коэффициентов неравномерности энергораспределения для “возмущенного” состояния (после проведения перегрузки) и расчет по проверке возможности компенсации распределения энерговыделения и линейной тепловой нагрузки на твэл стержнями СУЗ. При нарушении этих ограничений перегрузка отбраковывается.

При расчете нескольких перегрузок приращение энерговыработки i -й ТВС за время ΔT между двумя последовательными перегрузками определяется формулой

$$\Delta E_i = W_i \Delta T C, \quad (4)$$

где C вычисляется по формуле

$$C = P_p / \sum_{i=1}^{N_{ТВС}} W_i. \quad (5)$$

Здесь P_p – тепловая мощность реактора, а

$N_{ТВС}$ – число ТВС в реакторе.

Если число перегруженных каналов меньше N (обычно $1 \leq N \leq 10$), то выбирается следующий канал из списка каналов-кандидатов или подготавливается новый список по алгоритму соотношения (1).

Такой подход обеспечивает:

- равномерное распределение перегрузок по активной зоне реактора;
- формирование загрузки с физически равномерными свойствами;
- рациональное использование топлива за счет минимизации радиальной утечки нейтронов.

2.3. Модуль профилирования распределения энерговыделения стержнями СУЗ предназначен для проверки выполнения технологических ограничений по максимальной мощности канала и линейной тепловой нагрузке на твэл. Одновременно проводится оценка соответствия полученного распределения энерговыделения регламентированному. Практически производится моделирование действий оператора по уп-

равлению распределением энерговыделения в реакторе.

Для проведения 2D моделирования в пакете программ используется модуль, основанный на программе ОПТИМА [4, 5]. Профилирование распределения энерговыделения проводится за счет изменения глубин погружения стержней СУЗ. При этом в процессе итераций по источникам делений минимизируется среднеквадратическое отклонение искомого распределения энерговыделения от заданного за счет пошагового перемещения стержней СУЗ ($W \rightarrow W^{(n+1)}$).

Результирующее распределение энерговыделения, которое получается после компенсации каждой перегрузки ТК стержнями СУЗ, применяется в (4) для вычисления приращения энерговыработки ТВС (ΔE_i) на каждом временном шаге по выгоранию.

Для детального моделирования компенсации перегрузок ТК стержнями СУЗ в пакете прикладных программ используется модуль, основанный на программе PILOT [8]. В 3D геометрии с учетом отработки стержней локального автоматического регулирования (ЛАР) решается задача обработки информации для выбора локальных участков активной зоны реактора для оперативного воздействия. При решении задачи применен метод кластерного анализа [9].

Наиболее важными и существенными физическими характеристиками для анализа состояния активной зоны являются следующие:

- тепловая мощность канала,
- коэффициент запаса до кризиса теплообмена,
- величина линейной тепловой нагрузки на твэл,
- температура графитовой кладки вблизи канала.

При решении задачи учитывается пространственное взаиморасположение выбранных локальных участков активной зоны. После того, как зоны оперативного воздействия локализованы, решается задача выбора стержней СУЗ для регулирования [8].

Задача сводится к следующему. Существует множество $\{C\}$ стержней СУЗ, с по-

мощью которых возможно управление распределением энерговыделения в активной зоне реактора. Из них необходимо выделить фиксированный набор $\{P\}$ стержней, рекомендованных на погружение, и фиксированный набор $\{R\}$ стержней, рекомендованных на извлечение, таким образом, чтобы в результате выполнения предложенной стратегии управления достигался максимум разности при условии сохранения критичности реактора, т.е.

$$\min(W_{\text{тепл.доп}} - W_{\text{тепл.}i}), \quad (6)$$

$$\min(W_{\text{лин.доп}} - W_{\text{лин.}i}), \quad (7)$$

где i – номер топливного канала; $W_{\text{тепл.доп}}$ – допустимое значение тепловой мощности; $W_{\text{лин.доп}}$ – допустимое значение линейной нагрузки на твэл.

Выравнивание распределения энерговыделения после перегрузки в программе PILOT производится с учетом отработки стержней ЛАР.

Модуль PILOT рассчитывает рекомендуемую компенсацию возмущения при перегрузке ТК за счет перемещения стержней СУЗ, а модуль ПРОГНОЗ – прогнозное распределение энерговыделения с учетом предлагаемой компенсации и отработки стержней ЛАР. После этого производится расчет линейной тепловой нагрузки на твэл с использованием 3D модуля, основанного на программе POLARIS. Окончательное трехмерное распределение энерговыделения вычисляется умножением найденного ранее двумерного энергораспределения W на поканальный высотный профиль энергораспределения, рассчитанный по программе POLARIS.

Несмотря на отсутствие процедуры оптимизации аксиального распределения энерговыделения, модуль при моделировании перегрузок дает аксиальное распределение энерговыделения, которое удовлетворяет условию неперевышения заданных ограничений по линейной тепловой нагрузке твэла.

Схема вычислений с применением программы PILOT сводится к следующему. В модель вносится возмущение (перегрузка ТК). Производится расчет распределения энерговыделения в возмущенном состоя-

нии. Вблизи каждого из стержней СУЗ регулирования вычисляется средневзвешенное отклонение от регламентированного распределения энерговыделения, линейной тепловой нагрузки на твэл и т.п.

В качестве области интегрирования выбираются каналы, находящиеся в пределах трех ближайших радиусов вблизи ячейки с СУЗ (в шагах решетки). Полученные значения сортируются по убыванию. При анализе отсортированного массива выбирается стратегия компенсации возмущения – извлечение или погружение стержня СУЗ.

Для заданного количества стержней СУЗ формируется перемещение. Изменение положения стержней СУЗ производится пропорционально относительному отклонению параметров вокруг стержня СУЗ. Выполняется расчет изменения положения стержней ЛАР в соответствии со штатным алгоритмом их работы [2]. После расчета для нового положения стержней процесс повторяется. Выход из процесса осуществляется при отсутствии перемещений стержней СУЗ по отношению к предыдущему шагу.

В конце работы производится трехмерный расчет распределения энерговыделения, линейных тепловых нагрузок на твэл и $K_{эф}$ по программе POLARIS. Отметим, что абсолютное перемещение стержней ЛАР относительно исходного состояния косвенно подтверждает качество предложенной компенсации (чем меньше изменилось положение стержней ЛАР, тем лучше компенсировано возмущение).

Описанная схема в основном используется при текущем планировании перегрузок, а также для моделирования перегрузок в течение от 1...2 месяцев до 1 года работы реактора.

Для моделирования перегрузок на длительный период работы реактора с учетом выравнивания объемного энергораспределения на основе программы POLARIS разработан трехмерный модуль профилирования энергораспределения стержнями СУЗ. Применение этого модуля позволяет проводить моделирование перегрузок с деталь-

ным учетом аксиального профиля энерговыработок ТВС.

Оптимизация объемного энергораспределения проводится путем изменения глубины погружения стержней СУЗ итерационным способом. На каждом шаге (итерации) при заданном положении стержней СУЗ выполняется расчет трехмерного распределения энерговыделения по программе POLARIS и определяется новое положение стержней СУЗ, обеспечивающее уменьшение критерия оптимизации.

Выбор направления и величины перемещения каждого стержня СУЗ выполняется с учетом значений следующих функционалов:

- максимальная мощность ТК на заданном расстоянии от каждого стержня СУЗ;
- максимальная линейная тепловая нагрузка на твэл на заданном расстоянии от каждого стержня СУЗ;
- отклонение от регламентированного энергораспределения средней мощности ТК по области вокруг каждого стержня СУЗ;
- отклонение эффективного коэффициента размножения от заданного значения;
- отклонение суммарной мощности ТК по половинам реактора;
- отклонение аксиального распределения энерговыделения от заданного.

Перемещение стержней СУЗ проводится таким образом, чтобы минимизировать сумму указанных функционалов, которые заданы с различными весами при выбранных ограничениях на перемещение стержней СУЗ. Выбор направления перемещения стержней СУЗ основан на априорном знании, что при погружении стержня в активную зону мощности, линейные тепловые нагрузки на твэл и эффективный коэффициент размножения (реактивность) уменьшаются, а при извлечении стержня – наоборот, возрастают.

Итерации завершаются при достижении заданных пределов по максимальным мощности ТК и линейной тепловой нагрузке на твэл, а также в том случае, если число итераций превысило заданное максимальное значение.

Описанный модуль используется для расчета трехмерного распределения энерговыделения и линейных тепловых нагрузок на твэл. Результаты расчета применяются для оценки компенсации перегрузок стержнями СУЗ, их отбраковки и расчета выгорания топлива.

2.4. Модулем расчета нейтронно-физических характеристик реактора служит программа ТРОЙКА [4, 7], в которой реализован алгоритм расчета трехмерной стационарной модели РБМК в двухгрупповом диффузионном приближении. Исходные уравнения дискретизированы на семиточечном разностном шаблоне. Решение уравнений осуществляется итерационным способом с использованием внешних итераций – по источникам нейтронов деления и внутренним – по потокам нейтронов.

При решении трехмерного сеточного уравнения решается двумерное уравнение для каждого слоя по высоте реактора, а члены уравнения, соответствующие аксиальным перетечкам нейтронов, добавляются к источникам нейтронов в слоях. Решение в каждом слое проводится по методу неполной факторизации Н.И. Булеева в сочетании с ускорением по жесткости спектра. Для ускорения внешних итераций применяется метод переменного сдвига с “чебышевскими” параметрами, упорядоченными по алгоритму В.И. Лебедева.

Для расчета плотности пароводяной смеси в топливном канале используется модель, в которой предполагается, что начало кипения воды по высоте ТК имеет резко выраженную границу с экономайзерным участком определенной длины. Потерей давления на этом участке пренебрегается (считается, что давление на всем экономайзерном участке равно давлению на входе в канал). Значение давления на линии насыщения применяется как корректируемый параметр, дающий значение средней плотности теплоносителя в канале при “реперных” значениях параметра $W_{ТК}/G_{ТК}$ ($W_{ТК}$ – мощность канала, $G_{ТК}$ – расход теплоносителя через канал) таким же, как в

расчетах по более детальным теплогидравлическим кодам.

Массовое паросодержание в канале рассчитывается по тепловому балансу. Плотность пароводяной смеси на испарительном участке рассчитывается с учетом проскальзывания фаз (воды и пара). Поканальные расходы воды, давления в барабанах-сепараторах и значения температуры воды во всасывающих коллекторах используются в качестве входной информации программы.

Распределения плотностей теплоносителя по высоте каналов определяются в самосогласованном расчете плотностей теплоносителя и трехмерного распределения энерговыделения во внешнем итерационном процессе при решении системы двухгрупповых диффузионных уравнений.

Определение аксиального профиля энерговыработок ТВС по высоте реактора осуществляется с применением стационарной трехмерной расчетной модели реактора и показаний (или моделирования показаний) внутриреакторных датчиков (ВРД) контроля высотного энерговыделения.

Расчет нейтронно-физических характеристик по программе ТРОЙКА проводится в следующей последовательности. Выполняется восстановление объемного распределения энерговыработок и энерговыделения по показаниям ВРД и проводится самосогласованный нейтронно-теплогидравлический расчет, а также расчет ценности нейтронов для оценки эффектов реактивности по теории возмущения.

Эффекты реактивности могут определяться и прямым расчетом, под которым понимается разность $K_{эф}^{(1)}$ и $K_{эф}^{(2)}$, полученная для двух состояний. В этом случае реактивность определяется следующим соотношением:

$$\rho = (K_{эф}^{(2)} - K_{эф}^{(1)}) / (K_{эф}^{(2)} K_{эф}^{(1)}). \quad (8)$$

При моделировании работы реактора на длительный срок вместо показаний ВРД используются результаты расчета распределения энерговыделения по программам POLARIS или ОПТИМА.

Ниже приведен перечень основных нейтронно-физических характеристик, рассчи-

тываемых по программе ТРОЙКА. Из расчетов на $K_{эф}$ для различных состояний реактора определяются следующие характеристики [10]:

- суммарная эффективность органов СУЗ;
- эффективность органов АЗ, эффективность органов АЗ без одного наиболее эффективного;
- эффекты обезвоживания контура СУЗ и КМЩ;
- подкритичность реактора в состоянии с максимальным $K_{эф}$;
- коэффициент реактивности по температуре топлива;
- коэффициент реактивности по температуре графита;
- ОЗР;
- линейная тепловая нагрузка на твэл.

Быстрый мощностной коэффициент реактивности рассчитывается из соотношения

$$\alpha_w = \alpha_\phi \frac{\partial \phi}{\partial w} + \alpha_t \frac{\partial T_t}{\partial w}, \quad (9)$$

где ϕ – относительное объемное паросодержание, T_t – температура топлива. Производная $\partial \phi / \partial w$ рассчитывается при изменении мощности на 50 МВт.

При расчете парового коэффициента реактивности применяется теория малых возмущений.

3. Тестирование пакета прикладных программ планирования перегрузок ТК

Как уже отмечалось, в качестве модулей пакета прикладных программ планирования перегрузок использованы верифицированные и аттестованные расчетные коды. Их верификация проводилась на основании сравнения результатов расчетов с прецизионными кодами, а также данными измерений нейтронно-физических характеристик.

Проверка применимости пакета ОПЕРА-М программ для моделирования перегрузок ТК РБМК-1000 проведена путем сопоставления расчетных и экспериментальных данных, полученных при эксплуатации.

В качестве примера ниже приведены результаты тестирования пакета программ на реальных состояниях энергоблока № 2

Смоленской АЭС. Тестирование проводилось для как двумерного, так и трехмерного модулей расчета мощностей и компенсации перегрузок ТК стержнями СУЗ.

В качестве исходного состояния использовано состояние РБМК-1000 энергоблока № 2 Смоленской АЭС от 27.12.2007. При проведении расчетов применен “стандартный” для энергоблока № 2 Смоленской АЭС профиль распределения энерговыделения по радиусу активной зоны с зоной плато радиусом 4,75 м.

Цель тестирования – получение распределения глубины выгорания ТВС после моделирования одного эффективного года работы реактора с использованием реального списка проведенных перегрузок. Темп перегрузок выбирался исходя из условия поддержания $K_{эф}$. Для оценки точности моделирования проводился анализ отклонений расчетных значений глубины выгорания ТВС и реальных, полученных при эксплуатации.

Отклонения рассчитывались по формуле Откл = $(E_{real} - E_{calc}) / \langle E_{out} \rangle \times 100$, где Откл – отклонение в процентах; E_{real} и E_{calc} – соответственно реальная и расчетная глубина выгорания ТВС; $\langle E_{out} \rangle$ – средняя глубина выгорания выгружаемых ТВС, применяемая для расчета (≈ 2769 МВт·сут/ТВС).

Картограммы отклонений расчетных и реальных значений глубины выгорания приведены на рис. 9 (2-я стр. цветной вкладки). На картограмме 9а) даны результаты моделирования с использованием 2D модулей расчета и профилирования распределения энерговыделения. Дисперсия отклонений значений глубины выгорания ТВС составляла $2,6 (\%)^2$, а максимальное отклонение 6,5 %. Расчетное значение количества эффективных суток работы реактора отличается от реального менее, чем на 4 %.

На картограмме 9б) приведены результаты моделирования с применением 3D модулей. Дисперсия отклонений значений глубины выгорания ТВС составляла $1,1 (\%)^2$, а максимальное отклонение 4,4 %. Расчетное значение количества эффективных суток работы реактора отличается от реального на 1 %.

Аналогичные расчеты проведены с выбором списка перегрузок ТК по модулю VIBOR, при этом список перегрузок отличается от реального. Сравнение значений глубины выгорания проводилось для неперегруженных ТВС. На рис. 10 (2-я стр. цветной вкладки) приведены картограммы отклонений расчетных и экспериментальных значений глубины выгорания неперегруженных ТВС при 2D (а) и 3D (б) моделировании. Отличия в списке реальных и расчетных перегрузок на картограммах отмечены знаком (x). Максимальное отклонение значений глубины выгорания ТВС составляет 5,2 % (2D расчет) и 6,2 % (3D расчет).

На рис. 11 показано изменение аксиального профиля выгорания отдельных ТВС за один год работы реактора. Изменение рассчитано как разность между конечным и начальным профилями выгорания. Для возможности сопоставления данных по аксиальному профилю выгорания они нормированы на 1.

Приведены “характерные” профили для ТВС, расположенных вблизи УСП, стержней РР, а также для ТВС с относительно малым и большим значениями глубины выгорания. На рис. 12 и 13 (3-я стр. цветной вкладки) показано, как менялись во времени характерные аксиальные профили выгорания для ТВС с большим и малым выгораниями.

При моделировании перегрузок РБМК-1000 энергоблока № 2 Смоленской АЭС в соответствии с требованиями “Типовой методики...” контролировался полный набор ограничений и критериев приемлемости перегрузок. Величина максимальной линейной тепловой нагрузки на твэл не превышала значения 330 Вт/см, а величина максимальной мощности канала - 2,9 МВт (т.).

Заключение

Описаны основные положения “Типовой методики планирования перегрузок на АЭС с реакторами РБМК-1000”, в рамках

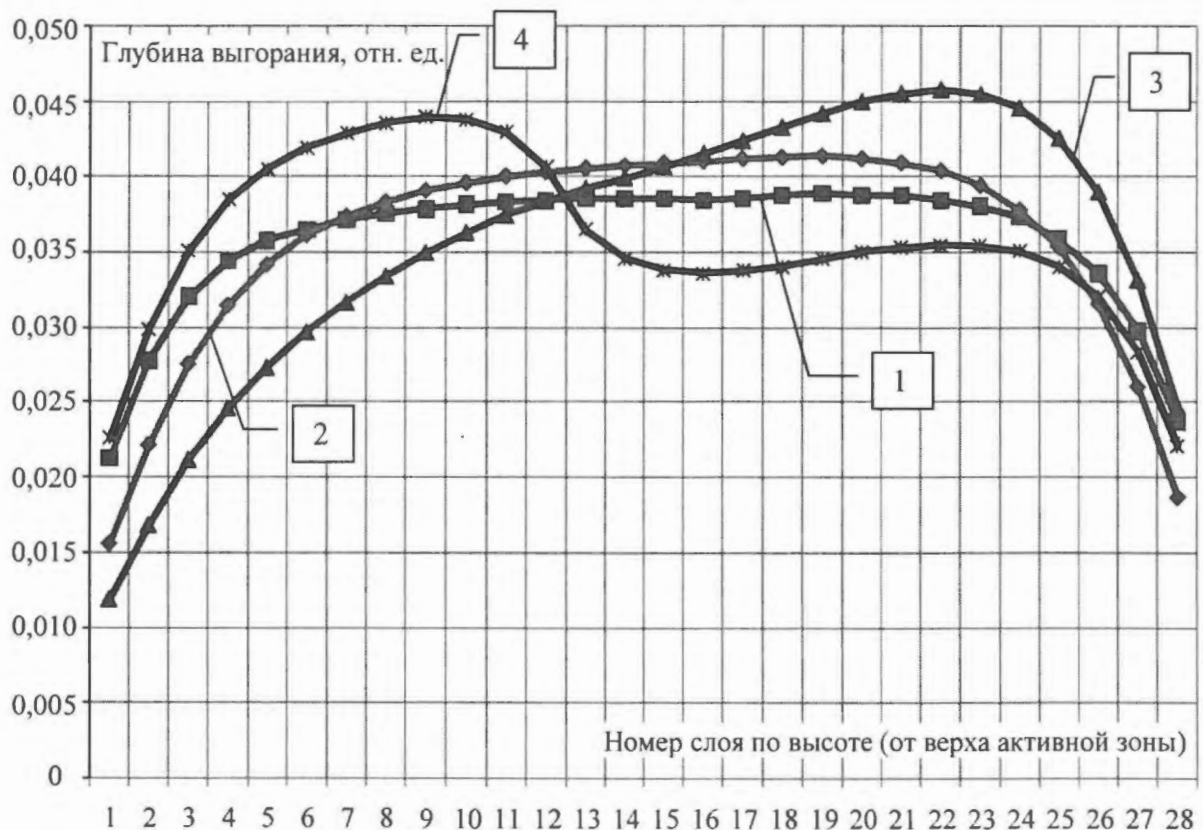


Рис. 11. Изменения аксиального профиля выгорания ТВС за один год работы реактора: 1 – ТВС с большим выгоранием; 2 – ТВС с малым выгоранием; 3 – ТВС, расположенная около стержня РР; 4 – ТВС, расположенная около УСП

которой формализована задача планирования перегрузок ТК с применением расчетных кодов. Приведено описание пакета ОПЕРА-М прикладных программ планирования перегрузок топлива, разработанного на базе комплекса программ ЭНЕРГИЯ, в котором реализованы основные положения и подходы "Типовой методики..."

Пакет программ позволяет выполнять расчеты по текущему планированию перегрузок ТК, а также проводить расчетные исследования различных стратегий планирования перегрузок топлива, проверку качества формирования загрузки активных зон РБМК-1000 и оценку эффективности использования топлива. Приведены результаты тестирования пакета программ на основе реальных эксплуатационных данных, подтверждающие его работоспособность.

Список литературы

1. *РД ЭО 1.1.2.10.0732-2007*. Типовая методика планирования перегрузок на АЭС с реакторами РБМК-1000. М.: ФГУП "Концерн Росэнергоатом", 2007.
2. *Канальный* ядерный энергетический реактор РБМК. Под общей ред. Ю.М. Черкашова. М.: ФГУП НИКИЭТ, 2006.
3. *Дополнение №1* к РД ЭО 1.1.2.10.0732-2007 Типовая методика планирования перегрузок на АЭС с реакторами РБМК-1000. М.: ФГУП "Концерн Росэнергоатом", 2008.
4. *Веселов В.П., Шмонин Ю.В., Немиров А.С. и др.* Верификация и обоснование программ: ТРОЙКА, версия 7.1; БОКР, версия 2.1; КОРРЕ, версия 2.1; ОПТИМА, версия 5.0; POLARIS, версия 4.2.1. Отчет ОАО "ВНИИАЭС". инв. № 4366 ОФАП ЯР, 2007.
5. *Программа ОПТИМА*, версия 5.0. Регистрационный номер паспорта аттестации № 232 от 18.09.2007.
6. *Программа POLARIS*. Регистрационный номер паспорта аттестации № 231 от 18.09.2007.
7. *Программа ТРОЙКА, версия 7.1*. Регистрационный номер паспорта аттестации № 228 от 18.09.2007.
8. *Лысов Д.А., Погосбемян Л.Р., Смирнов К.И.* Пакет программ PILOT для оптимизации управления реактором РБМК-1000. Материалы XI семинара по проблемам физики реакторов. М.: МИФИ, 2005, с. 41–43.
9. *Ту Дж., Гонсалес Р.* Принципы распознавания образов. М.: Мир, 1978.
10. *РД ЭО 1.1.2.09.0137-2009*. Комплексная методика определения физических и динамических характеристик реакторов РБМК-1000. М.: ОАО "Концерн Росэнергоатом", 2009.

Контактная информация –

Дружинин Владимир Евгеньевич, нач. Инженерного центра, тел.: (499)796-92-20, e-mail: dve@list.ru, expo154@online.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 63–79.

Расчетное исследование влияния некоторых систематических факторов на температуры топлива в сверхвысокотемпературном газовом реакторе с призматическими ТВС

А.А. Седов, А.А. Фролов,

РНЦ "Курчатовский институт", 123182, Москва, пл. Курчатова, 1

Поступила в редакцию 12.04.2010 г.

Проведено исследование влияния основных систематических факторов перегрева (таких как неравномерности энерговыделения и "холодные протечки" теплоносителя) на температуры топлива в сверхвысокотемпературном газовом реакторе (СВТГР) NGNP (Next Generation Nuclear Plant) с призматическими топливными блоками. Результаты расчетов показывают высокую чувствительность температур топлива к систематическим факторам перегрева. Данное обстоятельство говорит о необходимости прецизионного трехмерного моделирования газодинамики и теплообмена в активной зоне при проектировании данного типа реакторов.

Ключевые слова: СВТГР, NGNP, газодинамика, теплообмен, систематические факторы перегрева, протечки теплоносителя, неравномерности энерговыделения.

Calculation Study of Impact of Some Systematic Factors on Fuel Temperatures in Very High Temperature Gas Reactor with Prismatic Fuel Assemblies. *A.A. Sedov, A.A. Frolov, RRC "Kurchatov Institute", 1, Kurchatov Sq., Moscow, 123182.* Investigation of influence of main systematic overheating factors (such as power non-uniformity and "cold" bypasses of coolant) on fuel temperatures in very high temperature gas-cooled reactor NGNP with prismatic fuel assemblies has been done. Computation results demonstrate high sensitivity of fuel temperatures to the systematic overheating factors. This fact results in a need of precise 3D modeling of gas dynamics and heat transfer in the core while designing a reactor of such type.

Key Words: VHTR, NGNP, Gas Dynamics, Heat Transfer, Systematic Overheating Factors, Coolant Bypasses, Power Non-uniformity.

Введение

В течение последних лет предпринят ряд международных инициатив, в рамках которых рассматривались средне- и долгосрочные перспективы развития ядерной энергетики. Среди таких инициатив можно назвать проект "Международный форум "Generation IV", инициатором которого выступили США. Данный международный проект ориентирован на совместную оценку и развитие новых реакторных технологий, на осуществление НИОКР и демонстрацию ядерных энергетических систем четвертого поколения, которые могли бы обеспечить высокий уровень экономической эффективности, безопасности, надежности и соответствовали требованиям устойчивого развития атомной энергетики.

Для дальнейших совместных исследований и разработок по конкурсу отобраны шесть инновационных концепций реактор-

ных технологий, которые должны также служить в качестве ориентиров для инновационных проектов НИОКР. Одной из них является концепция СВТГР (VHTR) [1] – реактора с графитовым замедлителем и гелиевым охлаждением, имеющего открытый урановый топливный цикл.

Для СВТГР планируется использовать технологии и элементную базу, разработанные в проектах высокотемпературных газовых реакторов (ВТГР). Компонировка реактора в проектах СВТГР аналогична компоновке ВТГР: рассматриваются варианты реакторов с призматическими ТВС (PMR) и шаровой засыпкой (PBMR). Однако данные концепции газовых реакторов имеют ряд недостатков, которые затрудняют их реализацию даже с учетом требований ВТГР.

Один из этих недостатков заключается в том, что расход газа через каналы призматических ТВС реактора, имеющие наиболь-

шую мощность, минимален, вследствие чего элементы активной зоны реактора разогреваются до значительных температур. Высокие температуры активной зоны непосредственно связаны с безопасностью всей установки, так как с ростом температур топлива нелинейно растет выход радионуклидов из него в теплоноситель с дальнейшим переносом и осаждением в I контуре установки.

Согласно требованиям современной технологии микротвэлов ВТГР типа TRISO, максимальные температуры топлива с учетом систематических и статистических факторов перегрева должны ограничиваться уровнем 1 250 °С [2]. Одними из основных систематических факторов перегрева топлива в реакторе являются неравномерности энерговыделения в активной зоне и влияние протечек теплоносителя через технологические зазоры реактора (межкассетный зазор, зазор между заменяемым боковым графитовым отражателем и незаменяемым стальным отражателем), а также через каналы СУЗ и АЗ.

Чтобы определить масштаб влияния этих факторов в сверхвысокотемпературном реакторе, проведено расчетное моделирование газодинамики и теплообмена в реакторе в целом, в его активной зоне и максимально напряженной ТВС. В качестве объекта исследования взят проект СВТГР NGNP [3, 4].

В ходе исследования применена методика вложенного трехуровневого моделирования. Для расчета трехмерных полей скоростей, температуры и давления для течения несжимаемой (но термически расширяемой) среды в пористых и полых областях использовался код FM-3D, разработанный в РИЦ "Курчатовский институт" [5, 6] для решения подобных задач. В этом коде используется метод контрольных объемов для решения задач теплообмена, гидро- и газодинамики в телах различной геометрии. Для обработки результатов расчетов (построения изображений трехмерных полей температур) применялась программа Para View 3.6.2 [7].

1. Описание реактора СВТГР с призматическими ТВС

В данной работе для изучения в качестве прототипа реактора СВТГР выбран проект Idaho National Engineering and Environmental Laboratory (США) реактора NGNP с призматическими ТВС [3, 4].

Разработчики этого реактора предлагают использовать его для выработки электроэнергии с высоким к.п.д. (газотурбинный цикл), как источник промышленного тепла для производства бензина, очищения нефти, производства пластмасс, удобрений (также применение СВТГР в промышленности снизит выбросы CO₂ в атмосферу) и тепла для производства водорода.

Реактор имеет тепловую мощность 600 МВт, охлаждается гелием, в качестве замедлителя используется графит. Компоновка реактора приведена на рис. 1. Внутренний заменяемый отражатель окружен кольцом топливных блоков, формирующей активную зону, которое в свою очередь окружено внешним заменяемым отражателем.

Циркуляция теплоносителя через реактор осуществляется следующим образом: гелий, имеющий температуру 490 °С, входит в каналы для подъема теплоносителя, поднимается по ним в коллектор (его высота равна 4 м), после чего опускается вниз через топливные блоки (при этом часть гелия идет через отверстия для прохода теп-

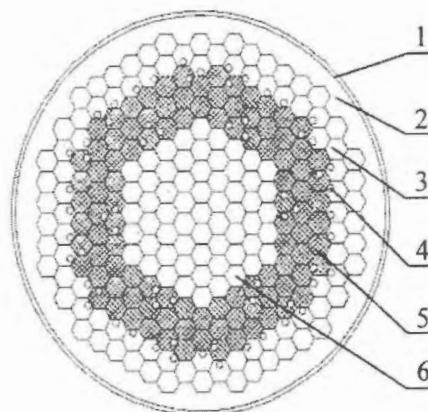


Рис. 1. Компоновка реактора NGNP: 1 – каналы для подъема теплоносителя, 2 – незаменяемый отражатель, 3 – внешний заменяемый отражатель, 4 – каналы СУЗ и АЗ, 5 – топливные блоки, 6 – внутренний заменяемый отражатель

лоносителя, а часть – через межкассетный зазор), внешний и внутренний заменяемые отражатели, каналы СУЗ и АЗ, зазор между внешними заменяемым и незаменяемым отражателями. Из реактора теплоноситель выходит со среднесмешанной температурой 950 °С при давлении 7,12 МПа.

Активная зона набрана из 1 020 гексагональных призматических топливных блоков с размером под ключ 360 мм и высотой 800 мм, собранных в 102 колонны ТВС по 10 блоков. Конфигурация топливного блока приведена на рис. 2. Заменяемый отражатель набран из цельнографитовых блоков с такими же размерами, как и топливные. Межкассетный зазор, как и зазор между внешними заменяемым и незаменяемым отражателями, равен 2,5 мм.

Топливный блок содержит цилиндрические компакты диаметром 12,5 мм и высотой 50 мм, состоящие из смеси топливных частиц TRISO с материалом на основе графита. Отверстия под топливные компакты имеют диаметр 12,7 мм. Между топливным компактом и стенками отверстия под компакт имеется газовый зазор, заполненный гелием. Шаг решетки отверстий в топливном блоке равен 19 мм.

Топливная частица TRISO имеет керн диаметром 425 мкм, изготовленный из смеси $UCO-UO_2$, а также четыре защитных слоя, одним из которых служит слой SiC. В топливном блоке имеются отверстия для прохода теплоносителя диаметром 16 мм. Расход гелия через реактор составляет 250 кг/с.

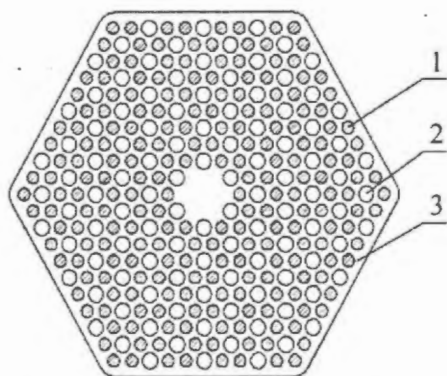


Рис. 2. Конфигурация топливного блока реактора NGNP: 1 – топливный компакт, 2 – отверстие для прохода теплоносителя, 3 – графит топливного блока

Расчеты проведены для энерговыделения, соответствующего началу кампании в варианте работы реактора с двухкратной перегрузкой, аксиальным и радиальным перемещениями топливных блоков. Длина кампании реактора равна 526-ти эффективным суткам, при этом достигаются среднее по активной зоне выгорание 99,9 ГВт-сутки/т и максимальное выгорание 188,1 ГВт-сутки/т. Обогащение урана – 14 %, поток быстрых нейтронов ($E > 0,18$ МэВ) не превышает $4 \cdot 10^{21}$ н/см².

Покассетное энерговыделение в реакторе и распределение энерговыделения в ТВС взяты из [8]. Покассетное энерговыделение в реакторе для варианта с двухкратной перегрузкой представлено на рис. 3 (4-я стр. цветной вкладки).

Радиальное распределение энерговыделения в ТВС, примыкающей к внутреннему заменяемому отражателю, в начале кампании для варианта с двухкратной перегрузкой показано на рис. 4, а высотное распределение – на рис. 5.

2. Описание методики вложенного трехуровневого моделирования

В исследовании применена методика вложенного трехуровневого моделирования, сущность которой заключается в проведении последовательных взаимосвязанных расчетов газодинамики и теплообмена в реакторе по моделям реактора, ТВС (10 топливных блоков, стоящих друг на друге), ячейки ТВС. Ниже приводится описание используемых моделей.

1) *Модель ячейки ТВС.* Ограниченность имеющихся вычислительных мощностей не позволяла корректно построить расчетную сетку для модели ТВС, учитывающей наличие газового зазора между топливным компактом и графитовым блоком. Для решения этой проблемы предложена упрощенная модель ТВС, в которой газовый зазор отсутствует, а его термическое сопротивление, влияющее на максимальную температуру топливного компакта, учитывается введением специальной зависимости коэффициента теплопроводности топливного

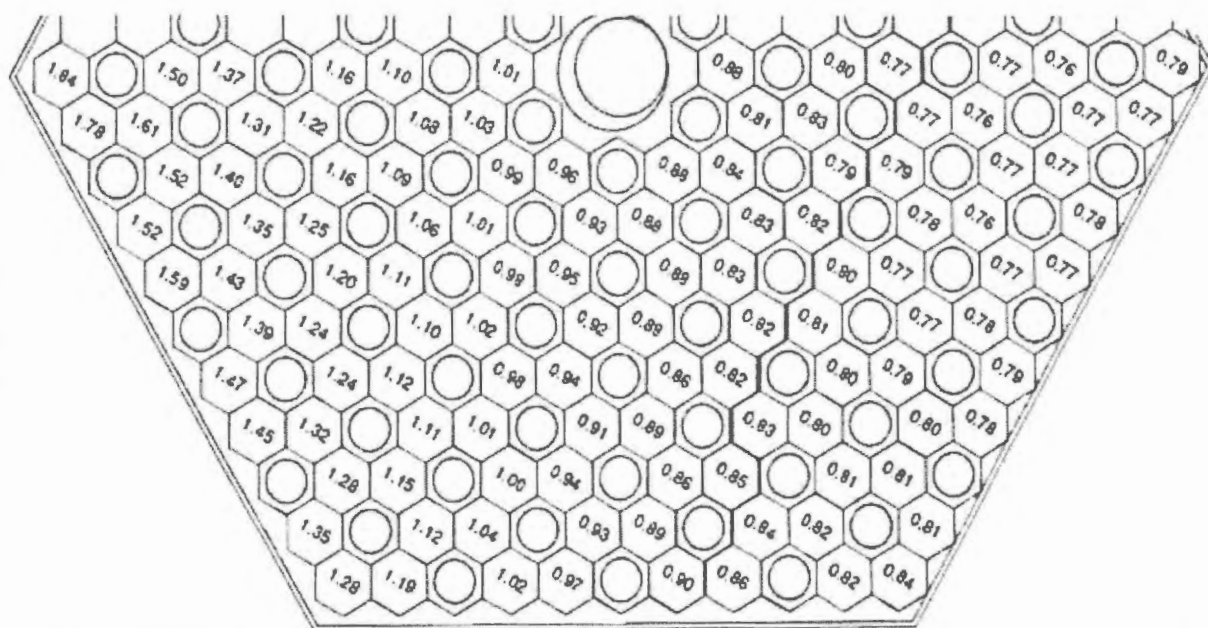


Рис. 4. Радиальное распределение энерговыделения в ТВС реактора NGNP, примыкающей к внутреннему заменяемому отражателю, в начале кампании для варианта с двухкратной перегрузкой

компакта от температуры. Первый шаг к получению этой зависимости – расчет поля температур в ячейке ТВС, которая включает в себя 1/6 часть топливного компакта, 1/12 часть отверстия для прохода теплоносителя и разделяющие их газовый зазор и графит.

2) *Модель упрощенной ячейки ТВС* аналогична модели ячейки ТВС за исключением того, что в ней отсутствует газовый зазор между топливным компактом и графитом топливного блока, а радиус компакта увеличен на величину этого зазора. В данной модели подобрана зависимость теплопроводности компакта от температуры исходя из того, чтобы максимальные температуры компакта, рассчитанные в модели упрощенной ячейки ТВС, были близки к максимальным температурам компакта, рассчитанным в модели ячейки ТВС. В дальнейшем эта зависимость применялась при расчете моделей ТВС.

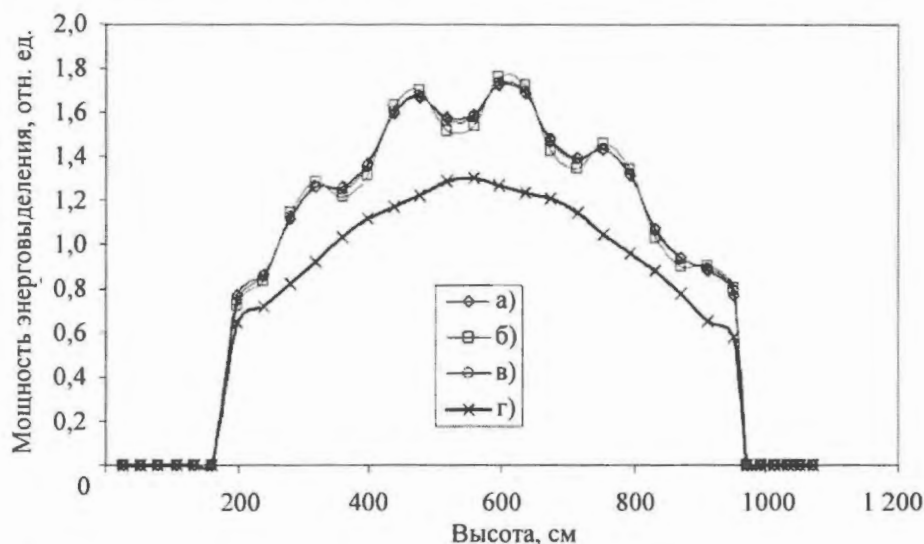


Рис. 5. Высотное распределение энерговыделения в ТВС реактора NGNP в начале кампании для варианта с двухкратной перегрузкой: а) распределение в ТВС 1; б) распределение в ТВС 2; в) распределение в ТВС 3; г) высотное распределение энерговыделения, осредненное по активной зоне (положение ТВС 1, ТВС 2 и ТВС 3 указано на рис. 3)

3) *Модель 1/12 части ТВС*. Расчеты этой модели с топливными блоками и кассеты отражателя позволили оценить значение гидравлического сопротивления данных кассет, а также величину утечки части расхода гелия в межкассетный зазор. Эта информация использована для расчета модели реактора.

4) В *модель 1/6 части реактора* включены каналы для подъема теплоносителя,

коллектор и активная зона реактора. Расчет по данной модели позволил получить распределение расхода и температуры гелия по элементам реактора.

5) *Модель 1/12 части максимально напряженной ТВС* аналогична модели 1/12 части ТВС с топливными блоками, но энерговыделение и расход теплоносителя через нее заданы равными соответствующим величинам в максимально напряженной ТВС, оцененным в модели 1/6 части реактора. Расчет этой модели дал распределение расходов по каналам для прохода теплоносителя и межкассетному зазору для максимально напряженной ТВС, а также предварительные оценки температур в конструкциях и топливе данной ТВС.

6) *Модель максимально напряженной ячейки ТВС* аналогична модели ячейки ТВС, но энерговыделение и расход теплоносителя через нее заданы равными соответствующим величинам в максимально напряженной ячейке ТВС, оцененным в модели 1/12 части максимально напряженной ТВС. Расчет этой модели уточнил значение максимальной температуры топливного компакта в максимально напряженной ТВС.

3. Описание использованного расчетного кода

Код FM-3D разработан для проведения трехмерных расчетов флюидной динамики и теплообмена в объектах сложной формы, сочетающих наличие твердотельных конструкций и однофазных теплоносителей с возможностью учета объемных источников энерговыделения в них. Код позволяет комбинировать в разных частях сложного объекта два подхода моделирования флюидной динамики – решение уравнений движения (в приближении Навье-Стокса или Рейнольдса) для свободных течений либо фильтрационных уравнений в приближении анизотропного пористого тела. Код верифицирован для решения ряда задач, а именно:

- гидродинамика и теплообмен в каналах с неизменяемой геометрией (трубы, кольцевые каналы, пучки твэлов в ТВС реакторов типа БН и ВВЭР) [9];

- гидродинамика и теплообмен в полостных жидкосолевых реакторах [6];

- газодинамика и теплообмен в ТВС с засыпкой микротвэлов, омываемых газовым гелиевым теплоносителем, в активной зоне реактора БГР-1000 [10];

- теплообмен в электрообогреваемом критическом стенде АСТРА [11].

Для решения задач газодинамики и теплообмена ВТГР с двумя типами активной зоны (с засыпкой шаровых твэлов или с призматическими топливными блоками) проводилась следующая валидация расчетного кода FM-3D:

- сравнение расчетных данных с бенчмарк-экспериментом по пространственному распределению температур в модели бункерной активной зоны HTGR, полученным на электрообогреваемом стенде SANA-I [12];

- расчеты полей скорости, давления и температур газового теплоносителя в активной зоне реактора GT-MHR на номинальном уровне мощности по исходным данным бенчмарка INEEL GT-MHR Benchmarking [3];

- расчеты полей скорости, давления и температур газового теплоносителя в активной зоне реактора GT-MHR на номинальном уровне мощности по исходным данным бенчмарка IAEA CRP-3 Benchmark Problem for GT-MHR PU Burner [13].

4. Описание использованных моделей газодинамики потока

Для описания поля скоростей теплоносителя в моделях ячейки ТВС и 1/12 части ТВС применялась система дифференциальных уравнений Рейнольдса в декартовых координатах [14]

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i) &= 0; \\ \frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) &= -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j}, \end{aligned} \right\}$$

где ρ – плотность теплоносителя; t – переменная времени; x_i, x_j – координаты в i -м и j -м направлениях; u_i, u_j – i -я и j -я компоненты скорости теплоносителя; p – давле-

ние теплоносителя; τ_{ij} – тензор касательных напряжений.

Для замыкания данной системы уравнений использована стандартная k - ϵ модель [15], относящаяся к моделям турбулентных моментов первого и второго порядка, основанная на уравнениях переноса для турбулентной кинетической энергии (т.к.э.) k и скорости диссипации т.к.э. (ϵ). Стандартная k - ϵ модель достаточно хорошо описывает развитые турбулентные течения в каналах для чисел $Re > 10^4$.

При снижении чисел Рейнольдса до $5 \cdot 10^3$ расчетные ошибки вычисления поля скоростей растут и достигают 15 %, а расчетные ошибки вычисления коэффициента трения – 25 %. При еще более низких Re модель неприменима. В каналах ТВС реактора NGNP течение теплоносителя характеризуется числами $Re > 5 \cdot 10^4$, поэтому k - ϵ модель вполне применима для расчета газодинамических и турбулентных характеристик теплоносителя в ТВС.

Т.к.э. k и скорость ее диссипации ϵ вычисляются в следующих уравнениях переноса:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \epsilon,$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \epsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} (G_k + C_{3\epsilon} G_b) - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k}.$$

В этих уравнениях μ – молекулярная вязкость; μ_t – турбулентная вязкость; G_k , G_b – источниковый член генерации т.к.э. за счет градиента скорости и подъемных сил, соответственно; $C_{1\epsilon}$, $C_{2\epsilon}$, $C_{3\epsilon}$, σ_k и σ_ϵ – модельные константы, полученные экспериментально.

Тензор касательных напряжений расписывается как

$$\tau_{ij} = (\mu + \mu_t) \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right),$$

где δ_{ij} – δ -функция. Турбулентная вязкость μ_t вычисляется как следующая комбинация k и ϵ : $\mu_t = \rho C_\mu k^2 / \epsilon$, где C_μ – модельная константа.

В моделях ячейки ТВС и 1/12 части ТВС учитывался конвективный перенос тепла и перенос тепла теплопроводностью. Для описания поля температур использовалось следующее уравнение сохранения энергии:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \frac{\partial}{\partial x_i} [u_i (\rho E + p)] = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + S_h,$$

где $E = h - p / \rho + u^2 / 2$ – полная энергия, h – энтальпия, u – модуль вектора скорости

теплоносителя; T – температура; S_h – внешний источник тепла; $\lambda_{\text{eff}} = \lambda + \lambda_t$ – эффективная теплопроводность, λ – молекулярная теплопроводность, $\lambda_t = c_p \mu_t / Pr_t$ – турбулентная теплопроводность, c_p – теплоемкость, Pr_t – турбулентное число Прандтля.

В модели 1/6 части реактора применялось приближение теории пористого тела [16]. Уравнения сохранения массы и момента для описания поля скоростей в теории пористого тела имеют вид

$$\frac{\partial(\gamma \rho)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\gamma \rho u_i) = 0,$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\gamma \rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\gamma \rho u_i u_j) = -\gamma \frac{\partial p}{\partial x_i} + \gamma \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} - \frac{k_{\text{fr}} \rho u_i}{2},$$

где γ – пористость тела, вычисляемая как отношение объема, занимаемого в теле теплоносителем, к полному объему тела; k_{fr} – коэффициент трения.

Коэффициент трения вычислялся как

$$k_{\text{fr}} = \frac{1}{l} \frac{\Delta P}{\rho u^2 / 2} \left(\frac{1}{\gamma} \right)^2,$$

где l – высота пористого тела, ΔP – усредненные потери на трение в кассете и межкассетном зазоре (для кассет отражателей – потери на трение только в межкассетном

зазоре), полученные в ходе расчета модели 1/12 части ТВС.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\gamma \rho_f E_f + (1 - \gamma) \rho_s E_s) + \frac{\partial}{\partial x_i} [u_i (\rho_f E_f + p)] = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + S_h,$$

где ρ_f и E_f – соответственно плотность и полная энергия теплоносителя, ρ_s и E_s – соответственно плотность и полная энергия твердого тела, $\lambda_{\text{eff}} = \gamma \lambda_f + (1 - \gamma) \lambda_s$ – эффективная теплопроводность, λ_f и λ_s – теплопроводность соответственно теплоносителя и твердого тела.

Теплофизические свойства гелия и графита в расчетах взяты из [17], теплофизические свойства топливного компакта – из [2].

5. Описание расчетных моделей

Модели ячейки ТВС, 1/12 части ТВС и активная зона в модели 1/6 части реактора по высоте равномерно разбиты на 65 интервалов. В моделях задано сгущение расчетной сетки на границах гелия и топливного компакта, где ожидалось значительное изменение температуры. На входе теплоносителя в ячейку, ТВС или канал для подъема теплоносителя в реакторе задавались его температура и расход, на выходе – давление 7,12 МПа. На плоскостях моделей, параллельных оси высоты, заданы зеркально-симметричные граничные условия. (Предполагалось, что рассматриваемая ячейка ТВС, часть ТВС или реактора окружены такими же, как она, соседями, перетечек тепла и теплоносителя между ними нет.) На остальных плоскостях поставлено граничное условие стенки.

В модели ячейки ТВС энерговыделение в топливном компакте в поперечном сечении задано постоянным, учитывалась неравномерность энерговыделения по высоте (рис. 5).

В модели 1/12 части ТВС утечка части гелия в межкассетный зазор уточнялась итерационно до тех пор, пока перепады давления на каналах ТВС и на канале межкассетного зазора не становились равными.

Уравнение сохранения энергии для описания поля температур в теории пористого тела

В данной модели задана неравномерность энерговыделения по топливным компактам в поперечном сечении ТВС и по высоте ТВС (рис. 4 и 5).

В модели 1/6 части реактора использована теория пористого тела [16]: предполагалось, что активная зона и отражатели, окружающие ее, представляют собой пористые тела. Пористость кассеты активной зоны рассчитана как отношение суммы площадей каналов под теплоноситель и окружающего кассету газового зазора к сумме площадей поперечного сечения кассеты и окружающего ее газового зазора. Пористость кассеты отражателя рассчитана как отношение площади окружающего кассету газового зазора к сумме площадей поперечного сечения кассеты и окружающего ее газового зазора.

Пористость незаменяемого отражателя рассчитана как отношение площади зазора между внешними заменяемым и незаменяемым отражателями к сумме площадей незаменяемого отражателя и данного зазора. Каналы для подъема теплоносителя выделены в отдельные пористые тела с пористостью, равной 1. Над активной зоной и отражателем моделировался коллектор – пористое тело с пористостью 1. По высоте коллектор равномерно разбит на 80 интервалов. Учитывалась покассетная неравномерность энерговыделения (рис. 3). Предполагалось, что энерговыделение в поперечном сечении каждой отдельной кассеты одинаково, учитывалась неравномерность энерговыделения по высоте (рис. 5).

6. Результаты расчета моделей

По результатам сравнения распределения температуры центра топливного компакта упрощенной ячейки ТВС по высоте с распределением температуры центра компакта ячейки ТВС с газовым зазором мож-

но сделать вывод о том, что введенная зависимость теплопроводности компакта от температуры дает схожие значения максимальной температуры топливного компакта в упрощенной и точной моделях ячейки ТВС. Отличие температур центра топливного компакта, полученное в расчетах обеих моделей ячейки ТВС, не превышает 20 °С. Максимальная температура топливного компакта упрощенной ячейки ТВС с точностью до 2 °С совпадает с максимальной температурой топливного компакта в модели ячейки ТВС с газовым зазором.

Согласно результатам расчета модели 1/12 части ТВС в межкассетный зазор уходит 3,5 % расхода гелия, подаваемого на всю ТВС. Распределение расхода теплоносителя через элементы реактора представлено в табл. 1.

Таблица 1. Относительное распределение расхода теплоносителя через элементы реактора NGNP

Элемент реактора	Доля расхода, %
активная зона	90,77
внутренний заменяемый отражатель	2,04
внешний заменяемый отражатель	3,43
каналы СУЗ и АЗ	1,5
зазор между внешними заменяемым и незаменяемым отражателями	2,26

В ANL (США) проведено исследование распределения расхода теплоносителя через элементы реактора для проекта газового реактора GT-MHR [18]. Реакторы GT-MHR и NGNP имеют схожую компоновку, мощность, температуру и давление теплоносителя-гелия на входе в реактор, размеры и материалы топливных блоков и блоков заменяемых отражателей. Среднесмешанная температура теплоносителя на выходе из реактора GT-MHR равна 850 °С.

Величина расхода теплоносителя через канал СУЗ в проектах газовых реакторов с призматическими ТВС выбирается, исходя из необходимости обеспечения охлаждения стержня СУЗ, и регулируется дросселирующим устройством, расположенным на выходе из канала СУЗ. Дросселирующее устройство гарантирует, что даже при полно-

стью извлеченном стержне расход теплоносителя через канал СУЗ не превысит определенного значения. В настоящем исследовании и в исследовании ANL предполагалось, что расход теплоносителя, отводимый в каналы СУЗ и АЗ, не превышает 1,5 % от полного расхода теплоносителя через реактор.

Потери давления в ТВС и межкассетном зазоре, рассчитанные для реактора NGNP, равны 55,8 кПа. Согласно расчетам ANL потери давления в ТВС реактора GT-MHR равны 50 кПа. Распределение расхода теплоносителя через элементы реактора NGNP в сравнении с оценками ANL для реактора GT-MHR представлено в табл. 2.

Таблица 2. Относительное распределение расхода теплоносителя через элементы реакторов NGNP и GT-MHR, %

Элемент реактора	NGNP (настоящий расчет)	GT-MHR (по данным ANL)
отверстия ТВС для прохода теплоносителя	87,59	90
зазоры между ТВС, а также зазоры в отражателях	10,91	8,5
каналы СУЗ и АЗ	1,5	1,5

Полученное в настоящем расчете поле температур гелия на выходе из активной зоны реактора NGNP показано на рис. 6. Распределение поля температур в поперечном сечении максимально напряженной ТВС реактора NGNP на высоте, где достигается максимальная температура топливного компакта, представлено на рис. 7, а в максимально напряженной ячейке ТВС реактора NGNP – на рис. 8. Рис. 6...8 помещены на 4-й стр. цветной вкладки.

Максимальная температура топливного компакта реактора NGNP, уточненная в результате расчета модели максимально напряженной ячейки ТВС, равна 1 500 °С. Стоит отметить, что для современной технологии микротвэлов ВТГР типа TRISO приемлемые максимальные температуры топлива (с учетом статистических факторов перегрева) ограничиваются уровнем 1 250 °С.

Проведенные расчеты показали, что в проекте реактора NGNP приблизительно 10 % от расхода теплоносителя, подаваемого в реактор, проходит через технологические зазоры боковых отражателей, где практически не подогревается. В выходном коллекторе реактора теплоноситель, прошедший через отражатели, смешивается с теплоносителем, вышедшим из активной зоны, тем самым снижая среднесмешанную температуру на выходе из реактора. Чтобы поддержать данную температуру на заданном в проекте уровне, приходится увеличивать температуру выхода из активной зоны, следствием чего является повышение температур топлива реактора.

Расчеты проведены в предположении, что в реакторе размеры технологических зазоров соответствуют своим проектным значениям, и показали значительное превышение максимальных температур топлива над значениями, допускаемыми современной технологией производства топлива. В реальном реакторе с учетом статистической неопределенности размеров технологических зазоров, допусков на их величины, неопределенности обогащения топлива и прочих факторов можно ожидать еще большие величины температур топлива.

Для выбранной конструкции ТВС избавиться от технологических протечек теплоносителя невозможно. Кроме того, наличие зазоров между торцами стоящих друг на друге топливных блоков всегда будет приводить к его перетеканию в межкассетные зазоры. Понизить температуры топлива в СВТГР типа NGNP возможно за счет увеличения расхода теплоносителя через реактор (что уменьшает температуру выхода и значительно увеличивает затраты на прокачку теплоносителя), снижения температуры входа теплоносителя в реактор (данная мера улучшит условия работы конструкционных материалов корпуса реактора и I контура), уменьшения энергонапряженности активной зоны (что также снизит флюенс на графит топливных блоков), оптимизации поля энерговыделения в активной зоне реактора (которая для NGNP уже проведена) или разработки новых конст-

рукционных и топливных материалов для СВТГР (требует проведения масштабного НИОКР).

С целью изучения возможности снижения температур топлива в СВТГР с призматическими ТВС проведен расчет реактора с конструкцией, аналогичной конструкции NGNP, теми же, что и в NGNP, расходом теплоносителя и полем энерговыделения, но со сниженными до 400 °С температурой входа теплоносителя в реактор и до 450 МВт тепловой мощностью. Среднесмешанная температура выхода теплоносителя из данного реактора составляет ~ 750 °С.

Расчет модели 1/6 части реактора показал, что распределение расхода теплоносителя через элементы реактора практически не отличается от распределения, рассчитанного для реактора NGNP. Максимальная температура топливного компакта, полученная в результате расчета модели 1/12 части максимально напряженной ТВС, равна 1 130 °С. Максимальная температура топливного компакта, уточненная в расчете модели максимально напряженной ячейки ТВС, равна 1 180 °С. Таким образом, предложенные меры снижают максимальные температуры топлива в СВТГР с призматическими ТВС до уровня, приемлемого с точки зрения работоспособности микротвэлов.

Заключение

В представленной работе проводилось расчетное исследование влияния основных систематических факторов перегрева топлива в реакторе – неравномерности энерговыделения в активной зоне и протечек теплоносителя через технологические зазоры (межкассетного зазора, зазора между заменяемым боковым графитовым отражателем и незаменимым стальным отражателем), а также через каналы СУЗ и АЗ, на максимальную температуру топлива в современных проектах СВТГР с призматическими ТВС на примере проекта реактора NGNP. Расчет позволил оценить уровень температур, который может достигаться в топливе данного реактора при современной техно-

логии реакторостроения. Исследование проводилось с помощью кода FM-3D, разработанного в РИЦ "Курчатовский институт".

Результаты оценочных расчетов, проведенных на основании данных о проекте NGNP, имеющихся в открытых источниках информации, демонстрируют тот факт, что даже без учета статистических факторов перегрева температуры топлива и конструкций ТВС активной зоны в СВТГР с призматическими ТВС могут достигать 1 500 °С, что значительно превосходит допустимый уровень температур нормальной эксплуатации топлива (1 250 °С), несмотря на то, что в проекте NGNP предпринят ряд мер по выравниванию полей энерговыделения в активной зоне реактора.

Расчеты также показали, что снижение входной температуры теплоносителя до 400 °С и энергонапряженности в реакторе на 25 % приводит к понижению уровня максимальных температур топлива примерно на 300 °С, чтобы надежно использовать микротопливо, изготовленное по освоенной технологии TRISO. Цена такого способа повышения теплотехнической надежности топлива активной зоны – снижение мощности реактора с 600 до 400 МВт при сохранении размеров корпуса реактора и температуры газа на выходе из реактора с 950 до 750 °С.

Первоначально в проекте NGNP предполагалось, что среднесмешанная температура газа на выходе из реактора равна 950 °С, однако сейчас согласно официальному интернет-сайту проекта для данной температуры рассматривается диапазон 700...950 °С [19], т.е. предусматривается возможность снижения температуры теплоносителя на выходе реактора.

Проведенное расчетное исследование показало, что даже на этапе концептуального проектировании реактора СВТГР необходимо проведение аккуратных трехмерных расчетов газодинамики реактора, активной зоны, ТВС, ячеек ТВС с учетом всех факторов, которые могут приводить к систематическому перегреву конструкций и топлива. Более того выбор конструкции

ТВС, блоков отражателя, периферии реактора и всей активной зоны в целом нужно проводить в итерациях с расчетами газодинамики и температурных полей в активной зоне реактора.

Список литературы

1. *Billot Philippe, Barbier Dominique.* Very High Temperature Reactor (VHTR). The French Atomic Energy Commission (CEA) R&D program / Proc. of the 2nd Int. Topical Meeting on High Temperature Reactor Technology, Beijing, China, September 22-24, 2004.
2. *Fuel performance and fission product behaviour in gas cooled reactors.* IAEA-TECDOC-978. IAEA, Vienna, Austria, 1997.
3. *MacDonald P.E., Sterbentz J.W., Sant R.L. et al.* NGNP Preliminary Point Design – Results of the Initial Neutronics and Thermalhydraulic Assessments. Tech. report INEEL/EXT-03-00870, Rev. 1, INEEL, 2003.
4. *McEligot D.M., McCreery G.E.* Scaling Studies and Conceptual Experiment Designs for NGNP CFD Assessment. Tech. report INEEL/EXT-04-02502, INEEL, 2004.
5. *Aisen E.M., Sedov A.A.* Modeling of 3D heat transfer and hydrodynamics in the Cascade Subcritical Molten Salt Reactor / Proc. of Conf. "Development of the multidimensional thermal hydraulics codes", IPPE, Obninsk, Russia, May, 2003.
6. *Aisen E.M., Sedov A.A., Subbotin A.S.* Studies of Thermal Hydraulics and Heat Transfer in Cascade Subcritical Molten Salt Reactor / Proc. of the 11th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11), Avignon, France, October 2-6, 2005.
7. *Squillacote Amy.* The Paraview guide. Kitware Inc., New York, 2008.
8. *Kim T.K., Yang W.S., Taiwo T.A., Khalil H.S.* Whole-core depletion studies in support of fuel specification for the Next Generation Nuclear Plant (NGNP) core. Argonne National Laboratory, USA, 2004.
9. *Alekseev P.N., Fomichenko P.A., Ponomarev-Stepnoy N.N. et al.* A Concept of Prospective Sodium Fast Reactor with Ductless Fuel Subassemblies in the Core / Proc. of 2007 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2007), Nice, France, May 13-18, 2007.
10. *Глушков Е.С., Пономарев-Степной Н.Н., Фомиченко П.А.* Разработка быстрых газоохлаждаемых реакторов в России. Под ред. акад. РАН Н.Н. Пономарева-Степного. М.: ИздАт, 2008.

11. Пономарев-Степной Н.Н., Глушков Е.С., Глушков А.Е. и др. Исследование возможности проведения экспериментов на модернизированном критическом стенде АСТРА при нагреве // ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2009, вып. 2, стр. 100–109.
12. Nießen H.F., Stöcker B. Sana-1 Code-to-Experiment Summary Description of Benchmark / Proc. of 3rd IAEA Research Coordination Meeting on "Heat Transport and Afterheat Removal for Gas-cooled Reactors under Accident Conditions", Vienna, Austria, November 14–17, 1995.
13. Heat transport and afterheat removal for Gas Cooled Reactors under accident conditions. IAEA-TECDOC-1163. IAEA, Vienna, Austria, 2000.
14. Hinze J.O. Turbulence. McGraw-Hill Publishing Co., New York, 1975.
15. Launder B.E., Spalding D.B. Lectures in mathematical models of turbulence. Academic Press, London, 1972.
16. Jackson G.W., James D.F. The permeability of fibrous porous media // Canadian Journal of Chem. Eng., 1986, June, 64(3), 364–374.
17. Чиркин В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники: Справочник. М.: Атомиздат, 1968.
18. Vilim R.B. GAS-NET: A Two-Dimensional Network Code for Prediction of Core Flow and Temperature Distribution in the Prismatic Gas Reactor / Proc. of 2007 Int. Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2007), Nice, France, May 13–18, 2007.
19. High Temperature Gas Reactor. Next Generation Nuclear Plant, <http://www.nextgenerationnuclearplant.com/facility/htgr.shtml> (дата обращения: 09.04.2010 г.).

Контактная информация –

Фролов Алексей Анатольевич, инженер, тел.: (499)196-75-88, e-mail: frolov@dhtp.kiae.ru

Вопросы атомной науки и техники

Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3, с. 80–90.

УДК 532.574.2; 536.242; 661.85

Экспериментальное исследование полей температур и скоростей в высоко-температурном потоке тяжелого жидкометаллического теплоносителя

А.В. Безносков, С.Ю. Савинов, О.О. Новожилова, М.А. Антоненков,
НГТУ им. Р.Е. Алексеева, 603950, г. Нижний Новгород, ул. Минина, 24
Поступила в редакцию 02.09.2009 г.

Представлены результаты экспериментального исследования полей температур и скоростей при течении свинцового и свинец-висмутового теплоносителей в каналах круглого и кольцевого сечений при варьируемых содержании кислорода в теплоносителе и характеристиках электронизирующих покрытий. Испытания проводились при следующих режимных параметрах: 1) эвтектика свинец-висмут – температура $T = 400 \dots 520$ °С, термодинамическая активность кислорода (ТДАК) $a = 10^{-5} \dots 10^0$, среднерасходная скорость теплоносителя $w = 0,12 \dots 1,84$ м/с, величина магнитной индукции $B = 0 \dots 0,85$ Тл, числа Рейнольдса $Re = (0,24 \dots 3,5) \cdot 10^5$, Гартмана $Ha = 0 \dots 500$ и Пекле $Pe = 320 \dots 4\ 600$; 2) свинцовый теплоноситель – $T = 400 \dots 550$ °С, ТДАК $a = 10^{-5} \dots 10^0$, $w = 0,1 \dots 1,5$ м/с, $Re = (2,36 \dots 2,99) \cdot 10^5$ и $Pe = 500 \dots 7\ 000$.

Ключевые слова: тяжелый жидкометаллический теплоноситель, поле скорости, поле температур, быстрый реактор, термоядерный реактор.

Experimental Research of Heavy Liquid Metal Coolant Velocity and Temperature Structure. A.V. Besnosov, S.Yu. Savinov, O.O. Novozhilova, M.A. Antonenkov, Nizhniy Novgorod State Technical University by R.E. Alekseev, 24, Minin St., Nizhny Novgorod, 603950. Results of experimental research of lead-bismuth and lead coolant velocity and temperature structure at a varied content of oxygen admixture and characteristics of oxide covers are presented. Experimental studies were carried out for the following operation parameters: 1) lead-bismuth coolant – temperature $T = 400 \dots 520$ °С, thermodynamic activity of oxygen $a = 10^{-5} \dots 10^0$, the coolant velocity $w = 0,12 \dots 1,84$ m/s, the magnetic induction value $B = 0 \dots 0,85$ T, the Reynolds number $Re = (0,24 \dots 3,5) \cdot 10^5$, the Hartmann number $Ha = 0 \dots 500$, and the Peclet number $Pe = 320 \dots 4\ 600$; 2) lead coolant – $T = 400 \dots 550$ °С, $a = 10^{-5} \dots 10^0$, $w = 0,1 \dots 1,5$ m/s, $Re = (2,36 \dots 2,99) \cdot 10^5$, $Pe = 500 \dots 7\ 000$.

Key Words: Heavy Liquid Metal Coolant, Velocity Structure, Temperature Structure, Fast Reactor, Thermonuclear Reactor.

Введение

Тяжелые жидкие металлы, такие как свинец, галлий, эвтектики свинец-висмут и свинец-литий, служат перспективными теплоносителями для установок с реакторами на быстрых нейтронах (РБН) и реакторов управляемого термоядерного синтеза (ТЯР). Создание таких установок требует проведения целого ряда крупных теоретических и экспериментальных работ, в частности, исследования процессов теплообмена и гидродинамики тяжелых жидкометаллических (ЖМ) теплоносителей (ТЖМТ). Основными факторами, влияющими на процессы теплообмена и гидродинамику потока в системах с ТЖМТ, являются содержание кислорода в теплоносителе и характеристики оксидных покрытий на стенках каналов, ограничивающих поток жидкого металла.

В настоящее время практически отсутствуют экспериментальные данные о распределении полей температур и скоростей (давлений) в потоке ТЖМТ применительно к натурным условиям РБН и ТЯР. Получение экспериментальных данных позволит изучить процессы теплообмена и гидродинамики ТЖМТ, а также создать на их основе программные коды для расчета теплообменных поверхностей и гидравлики теплообменного оборудования с ТЖМТ.

Цель комплекса проведенных работ — исследование полей скоростей и температур при течении ТЖМТ в каналах различной формы при целенаправленном варьировании характеристик оксидных покрытий и содержания кислорода в теплоносителе.

Для достижения поставленной цели в Нижегородском государственном техническом университете им. Р.Е. Алексеева на кафедре "Атомные, тепловые станции и медицинская инженерия" созданы высокотемпературные ЖМ стенды ФТ1 и ФТ2 со свинец-висмутовым и свинцовым теплоносителями, соответственно.

1. Описание этапов и методики экспериментальных работ

Экспериментальные исследования полей температур и скоростей в потоке высо-

котемпературного ТЖМТ включали в себя следующие этапы исследований полей температур и скоростей:

— при течении эвтектики свинец-висмут в канале круглого сечения при целенаправленно изменяемых характеристиках защитных оксидных электроизолирующих покрытий и содержании кислорода в теплоносителе с наложением поперечного магнитного поля на поток ТЖМТ;

— при течении свинца в кольцевом зазоре при целенаправленно изменяемых характеристиках защитных оксидных покрытий и содержании кислорода в теплоносителе при вертикальном и горизонтальном расположениях канала.

На каждом из этапов определялась осевая составляющая скорости.

Исследование полей температур и скоростей на первом этапе осуществлялось применительно к условиям систем теплоотвода ТЯР.

Исследования полей температур проводились при следующих режимных параметрах: температура эвтектики свинец-висмут $T = 480 \dots 520$ °С, ТДАК $a = 10^{-5} \dots 10^0$, магнитная индукция $B = 0 \dots 0,85$ Тл, $Re = (0,24 \dots 3,5) \cdot 10^5$, $Pe = 320 \dots 4\,600$, $Ha = 0 \dots 500$, расход эвтектики через экспериментальный участок (ЭУ) $Q = 0,2 \dots 3,3$ м³/час, скорость теплоносителя в ЭУ $w = 0,12 \dots 1,84$ м/с, тепловой поток $q = 23$ кВт/м².

Поля скоростей определялись при следующих режимных параметрах: $T = 400 \dots 420$ °С, $a = 10^{-4} \dots 10^0$, $w = 1,0 \dots 1,7$ м/с, $B = 0 \dots 0,65$ Тл, $Re = (1,6 \dots 2,7) \cdot 10^5$, $Ha = 0 \dots 365$.

Исследования проводились на стенде ФТ1 со свинец-висмутовым теплоносителем. Исследование полей температур осуществлялось посредством теплофизической экспериментальной сборки, помещенной в зазор электромагнита. По окончании экспериментальных исследований полей температур теплофизическая сборка вырезалась из контура и на ее место устанавливалась экспериментальная сборка с датчиком скорости для измерения полей скоростей в потоке ТЖМТ.

Экспериментальная теплофизическая сборка длиной $L \approx 2\,000$ мм выполнена из

круглой трубы внутренним диаметром $d_{вн} = 25$ мм и толщиной стенки $\delta = 3,5$ мм (материал трубы – аустенитная сталь 08X18H10T). Тепловой поток направлен от стенки ЭУ к потоку теплоносителя. Измерение полей температур в потоке теплоносителя производилось термозондом, в состав которого входят пять хромель-копелевых термопар. Величины теплового потока и температуры стенки ЭУ измерялись посредством хромель-копелевых термопар, заделанных на внутренней и внешней поверхностях ЭУ в нескольких измерительных сечениях по высоте сборки. Все термопары, входящие в состав экспериментальной сборки, имели индивидуальную градуировочную характеристику с погрешностью градуировки $\pm 0,2$ °С.

Экспериментальная сборка с датчиком скорости выполнена из трубы (материал трубы – аустенитная сталь 08X18H10T) внутренним диаметром $d_{вн} = 26$ мм и толщиной стенки $\delta = 3$ мм. Участок гидродинамической стабилизации от начала прямого участка экспериментальной сборки до датчика скорости составлял $L = 20 d_{вн}$. Измере-

ния поля скорости производились в плоскости, перпендикулярной силовым линиям магнитного поля. Датчик скорости измеряет потенциальный $H_{пот}$ и полный $H_{пол}$ напоры потока тяжелого жидкого металла. По разности полного и потенциального напоров вычисляется значение осевой составляющей локальной скорости потока эвтектики.

Описание стенда ФТ1, экспериментальныхборок, устройств датчика скорости и термозонда, а также расположения термопар в термозонде и измерительных сечениях подробно изложено в [1...3].

На втором этапе исследование полей температур и скоростей в высокотемпературном потоке ТЖМТ осуществлялось применительно к условиям контуров с реакторами деления тяжелых ядер со свинцовым теплоносителем. Экспериментальные работы проводились в неизотермичном контуре, состоящем из двух теплофизических стендов ФТ1 и ФТ2, объединенных посредством двух экспериментальныхборок. Схема объединенного теплофизического стенда ФТ1-2 представлена на рис. 1.

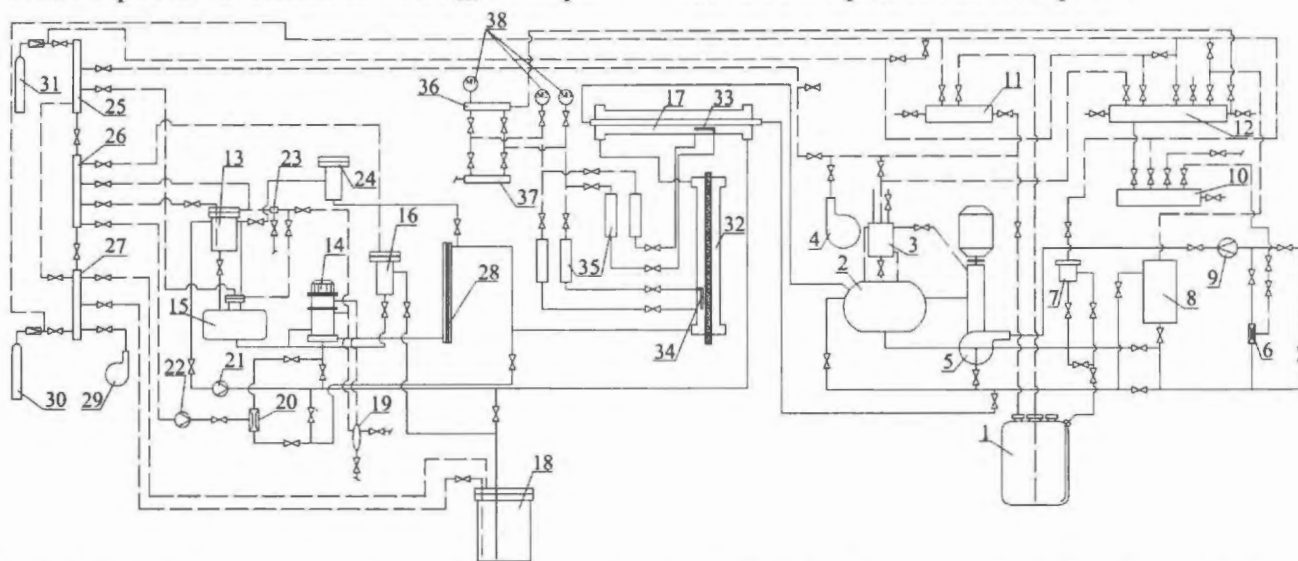


Рис. 1. Схема объединенного теплофизического стенда ФТ1-2: 1, 18 – плавильный бак; 2, 15 – буферная емкость; 3, 23 – конденсатор; 4 – вакуумный насос; 5 – ЖМ насос; 6, 20 – эжектор; 7 – фильтр; 8, 13 – мерная емкость; 9, 21 – ЖМ расходомер; 10 – коллектор эжектора; 11 – коллектор плавильного бака; 12 – коллектор низкого давления; 14 – ЖМ электронасос; 16 – фильтр заполнения; 17 – горизонтальный ЭУ; 19 – сборник уплотнения; 22 – газовый расходомер; 24 – бак образцов покрытий; 25 – коллектор высокого давления аргона; 26 – коллектор низкого давления аргона; 27 – коллектор водорода; 28 – нагреватель; 29 – компрессор; 30 – водородный баллон; 31 – аргоновый баллон; 32 – вертикальный ЭУ; 33 – датчик скорости горизонтального ЭУ; 34 – датчик скорости вертикального ЭУ; 35 – измерительные бачки; 36 – коллектор высокого давления датчиков скорости; 37 – коллектор низкого давления датчиков скорости; 38 – манометры измерительных бачков; элементы 1...3, 5...12 входят в состав стенда ФТ1, элементы 13...28 – в состав стенда ФТ2

Исследование полей температур проводилось одновременно на "холодных" и "горячих" участках контура при следующих режимных параметрах: $T = 400...550\text{ }^\circ\text{C}$, $a = 10^{-5}...10^0$, $Re = 500...7\ 000$, $w = 0,1...1,5$ м/с; $q = 50...160$ кВт/м². Поля скоростей определялись при следующих режимных параметрах: $T = 500...550\text{ }^\circ\text{C}$, $a = 10^{-5}...10^{-1}$, $w = 0,64...1,0$ м/с, $Re = (2,36...2,99) \cdot 10^5$.

В состав объединенного стенда ФТ1-2 входят вертикальная и горизонтальная теплофизические экспериментальные сборки:

1) вертикальный ЭУ выполнен в виде двух вертикальных коаксиально расположенных труб ($d_2/d_1 = 4,2$). Внешняя труба диаметром $d_2 = 45$ мм, длиной $L = 1\ 570$ мм и толщиной $\delta = 2,5$ мм изготовлена из аустенитной стали 12X18H10T, а внутренняя представляет собой специально созданный трубчатый электронагреватель (ТЭН) из ферритно-мартенситной стали 16X12МВС ФБАР-Ш длиной $L = 2\ 100$ мм и активной частью $l = 1\ 600$ мм со штатной оболочкой твэла проектируемого реактора БРЕСТ-ОД-300. Направление движения потока в кольцевом зазоре – снизу вверх;

2) горизонтальный ЭУ размещен с уклоном 3° по движению свинца в виде двух коаксиально расположенных труб ($d_2/d_1 = 2,35$). Внешняя труба длиной $L = 1\ 348$ мм, диаметром $d_2 = 45$ мм, толщиной $\delta = 2,5$ мм изготовлена из аустенитной стали 12X18H10T, а внутренняя труба длиной $L = 2\ 095$ мм, диаметром $d_1 = 17$ мм, толщиной $\delta = 3$ мм – из ферритно-мартенситной стали 10X9НСМФБ трубки парогенератора проектируемого реактора БРЕСТ-ОД-300. Движение свинцового теплоносителя происходит в кольцевом зазоре, эвтектика свинец-висмут движется во внутренней трубе.

В состав обоих ЭУ входят термозонды, посредством которых осуществлялось измерение полей температур в высокотемпературном потоке свинцового теплоносителя. В состав горизонтального ЭУ входили два диаметрально расположенных термозонда, содержащих по четыре хромель-алюмелевых термопары каждый. В вертикальном ЭУ установлен один термозонд, в сос-

тав которого входят четыре хромель-алюмелевые термопары. Для измерения величины теплового потока в двух сечениях по высоте в обоих ЭУ установлены термопары на "внутренней" и "внешней" поверхностях труб экспериментальныхборок. Все термопары, входящие в состав экспериментальныхборок, имели индивидуальную градуировочную характеристику с погрешностью градуировки $\pm 0,2\text{ }^\circ\text{C}$.

По окончании экспериментальных работ исследования полей температур сборки демонтировались из стенда, после чего в каждую из них устанавливался датчик скорости и экспериментальные сборки возвращались обратно в стенд.

Конструкция датчика скорости для измерения полей скоростей в кольцевом зазоре схожа с конструкцией датчика для измерения профиля скорости в круглой трубе, примененного на первом этапе исследования. Схема датчика скорости, установленного в вертикальном и горизонтальном ЭУ, представлена на рис. 2. Датчик измеряет разность потенциального $H_{\text{пот}}$ и полного $H_{\text{пол}}$ напоров потока жидкого металла, по которой вычисляется осевая составляющая локальной скорости в заданной точке потока.

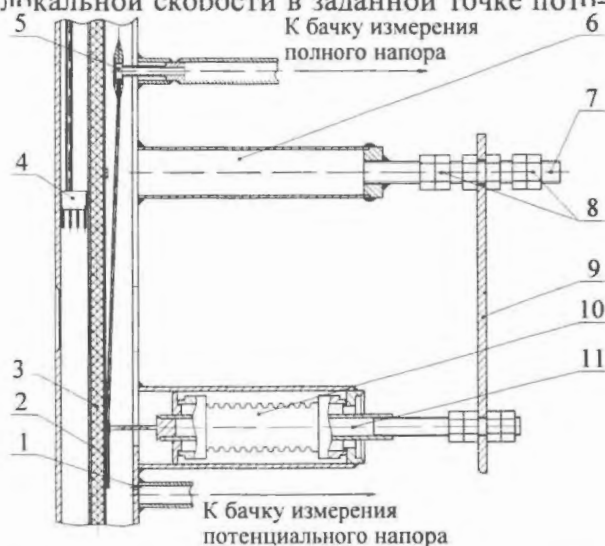


Рис. 2. Схема датчика скорости: 1 – отверстие измерения потенциального напора; 2 – капиллярная трубка; 3 – ТЭН; 4 – термозонд; 5 – зонд; 6 – штанги опорные; 7 – шпильки дистанционирующие; 8 – гайки перемещающие; 9 – дистанционирующая пластина; 10 – сильфон; 11 – трубка соединительная

ка. Полный напор измеряется с помощью капилляра (трубки внутренним диаметром $d = 1$ мм, толщиной стенки $\delta = 0,25$ мм), его свободный конец направлен навстречу потоку свинцового теплоносителя.

Через капилляр и систему трубопроводов ЖМ теплоноситель поступает в бачок измерения полного напора потока. Потенциальный напор измеряется через отверстие в стенке ЭУ, в одном поперечном сечении трубы которого находятся свободный конец капилляра и отверстие для измерения потенциального напора в стенке. Через отверстие измерения потенциального напора свинец через систему трубопроводов поступает в бачок измерения потенциального напора.

Схема стенда, конструкция ЭУ, а также расположение термопар в термозондах и измерительных сечениях подробно описаны в [4, 5].

Каждый из этапов исследования полей температур и скоростей состоял из нескольких подэтапов, на каждом из которых достигались заданные значения величины ТДАК и характеристик оксидных покрытий, после чего производился замер полей температур или скоростей при различных значениях расхода теплоносителя через ЭУ. На первом этапе исследований при упомянутых заданных значениях измерение полей температур и скоростей производилось при разных значениях величины магнитной индукции поперечного магнитного поля.

Изменение содержания кислорода в теплоносителе и характеристик оксидных покрытий на стенках, ограничивающих поток жидкого металла, достигалось путем обработки теплоносителя водородом или кислородом в составе атмосферного воздуха.

Экспериментально полученные поля температур представлены в виде графических зависимостей $\Theta = f(r/r_0)$, где $\Theta = (T - T_f)/(T_w - T_f)$ – безразмерная температура.

Для ЭУ круглого сечения T – температура теплоносителя на текущем радиусе, °С; T_f – температура теплоносителя в центре потока (на оси ЭУ), °С; T_w – температура на внутренней поверхности ЭУ, °С; r – те-

кущий радиус (отсчитывался от внешней поверхности ЭУ), мм; $r_0 = 12,5$ мм – внутренний радиус ЭУ.

Для вертикального ЭУ с кольцевым зазором T – температура теплоносителя на текущем радиусе кольцевого зазора, °С; T_f – температура теплоносителя в кольцевом зазоре на радиусе $r = 13,75$ мм, °С; T_w – температура на внешней поверхности ТЭНа ЭУ, °С; r – текущий радиус в кольцевом зазоре (расстояние от внешней поверхности ТЭНа до текущей точки в кольцевом зазоре), мм; $r_0 = 15$ мм – радиус кольцевого зазора от внешней поверхности ТЭНа до внутренней поверхности внешней трубы ЭУ.

Для горизонтального ЭУ с кольцевым зазором $\Theta = (T - T_w)/(T_f - T_w)$; T – температура теплоносителя на текущем радиусе кольцевого зазора, °С; T_f – температура теплоносителя на радиусе $r = 9,7$ мм, °С; T_w – температура на внешней поверхности внутренней трубы ЭУ, °С; $r_0 = 11,5$ мм – радиус кольцевого зазора от внешней поверхности внутренней трубы до внутренней поверхности внешней трубы горизонтального ЭУ.

Экспериментально полученные поля скоростей представлены в виде графических зависимостей $U = f(r/r_0)$, где U – безразмерная скорость.

Для ЭУ круглого сечения $U = 1 - V/V_a$, где V – скорость теплоносителя на текущем радиусе, м/с; V_a – скорость теплоносителя в центре потока (на оси ЭУ); r – текущий радиус, мм; $r_0 = 12,5$ мм – внутренний радиус ЭУ.

Для ЭУ с кольцевым зазором V – скорость теплоносителя на текущем радиусе кольцевого зазора, м/с; V_a – значение локальной скорости на радиусах $r = 12,75$ (вертикальный ЭУ) и $9,75$ мм (горизонтальный ЭУ), м/с; r – текущий радиус в кольцевом зазоре, мм; $r_0 = 11,5; 15$ мм – радиус кольцевого зазора от внешней поверхности внутренней трубы (ТЭНа) до внутренней поверхности внешней трубы горизонтального и вертикального ЭУ, соответственно.

2. Результаты испытаний

Проведенные экспериментальные исследования полей температур в высокотемпературном потоке ТЖМТ показали, что во всем диапазоне режимных параметров с изменением расхода теплоносителя происходит изменение структуры профиля скорости. Наложение поперечного магнитного поля на поток также приводит к перестройке профиля скорости. Поля температуры в безразмерных координатах при течении эвтектики свинец-висмут в канале круглого сечения в поперечном магнитном поле при значениях $Re < 2\ 000$ имеют параболическую форму. Увеличение числа Пекле (расхода теплоносителя) приводит к образованию плато температур в ядре потока. При последующем увеличении расхода теплоносителя происходит дальнейшая перестройка профиля температур преимущественно в ядре потока. Профиль скорости приобретает *W*-образную форму, т.е. минимальное значение температуры из центра ($r/r_0 = 1$) несколько смещалось на периферию потока ($r/r_0 = 0,6...0,7$). Профиль температур в пристенном слое изменялся слабо. Наложение поперечного магнитного поля на поток эвтектики приводило к "вытягиванию" профиля температур по сравнению с профилем при течении теплоносителя вне магнитного поля.

Наиболее заметная деформация профиля температур с увеличением расхода теплоносителя отмечена в режимах с высоким содержанием кислорода в теплоносителе ($a \approx 1$). В этом режиме отмечена наименьшая степень влияния поперечного магнитного поля на поток теплоносителя и, следовательно, профиль температур, что связано с формированием оксидных покрытий на стенках ЭУ и слоя отложений примесей, обладающих значительным электрическим сопротивлением. Формирование таких покрытий вызвало уменьшение МГД-сопротивления потока жидкого металла. Смещение минимума температур в профиле с увеличением расхода теплоносителя можно объяснить увеличением интенсивности радиального перемешивания в ядре потока

жидкого металла. Вытягивание профиля температур, вызванное наложением на поток поперечного магнитного поля, объясняется подавлением турбулентных пульсаций в потоке магнитным полем, что приводит к ламинаризации потока.

При течении свинцового теплоносителя в кольцевом зазоре также обнаружено изменение профиля температур при изменении расхода теплоносителя во всем диапазоне реализованных режимных параметров. В вертикально ориентированном ЭУ при значениях $Re \geq 2\ 500$ профиль температур имеет пологую параболическую форму. Температура плавно изменяется от максимальной на внешней поверхности ТЭНа ($r/r_0 = 0$) до минимальной на внутренней поверхности внешней трубы ($r/r_0 = 1$). Увеличение расхода теплоносителя приводит к смещению минимума температур в область кольцевого зазора ($r/r_0 = 0,5...0,6$). Наиболее заметное изменение профиля температур с увеличением расхода отмечено в режимах с $a = 10^{-5}...10^{-4}$. В целом профили температур имеют более "вытянутую" форму по сравнению с профилями, полученными в режиме с $a \approx 1$.

При различных значениях расхода теплоносителя, ТДАК в теплоносителе и магнитной индукции обнаружено, что при течении эвтектики свинец-висмут в круглой трубе в поперечном магнитном поле при $a \sim 10^{-5}...10^{-4}$ и $Re = (1,8...2,0) \cdot 10^5$ профиль скорости имеет параболическую форму. Наиболее резкое изменение поля скорости в данном режиме с наложением на поток магнитного поля происходит в пристенной области, в ядре потока локальная скорость плавно возрастает, достигая максимума в центре потока. При достижении значений $Re = (2,6...2,8) \cdot 10^5$ происходит изменение структуры поля скоростей. С увеличением расхода теплоносителя значение скорости в пристенной области ($r/r_0 = 0...0,2$) возрастает, профиль скорости в ядре потока приобретает более пологую форму.

В режимах с $a \sim 10^{-1}...10^0$ возрастание скорости в пристенной области при $Re = (1,8...2,0) \cdot 10^5$ более резкое (градиент скорости больше), чем в режиме с малым со-

держанием кислорода при тех же значениях критерия Re . По достижении значений $Re = (2,6...2,8) \cdot 10^5$ значительных изменений профиля скорости как в пристенном слое, так и в ядре потока в этом режиме не происходит. Более резкое возрастание скорости в пристенном слое вероятно связано с изменением физико-химического состояния покрытий на поверхности канала, ограничивающей поток жидкого металла. В целом профиль скорости в ядре потока в режиме с $a \sim 10^{-1}...10^0$ имеет более пологую форму по сравнению с профилем в режиме с $a \sim 10^{-5}...10^{-4}$.

Наложение поперечного магнитного поля на поток эвтектики приводило к перестройке поля скорости, профиль принимал более "вытянутый" параболический вид. При течении теплоносителя в поперечном магнитном поле происходило уменьшение локальной скорости в пристенной области ($r/r_0 = 0...0,2$), в ядре потока ($r/r_0 = 0,5...1$) скорость несколько возрастает. Такое изменение профиля скорости можно объяснить тем, что в диапазоне $Re = (1,7...2,8) \cdot 10^5$ наложение поперечного магнитного поля ($Ha = 280...360$) приводило к подавлению турбулентных пульсаций в потоке, вследствие чего уменьшалась степень турбулентности потока и этот эффект преобладал над эффектом Гартмана, связанным с уплощением профиля скорости.

Наибольшая степень влияния магнитного поля на поток теплоносителя обнаружена в режиме с $a \sim 10^{-5}...10^{-4}$, наименьшая — с $a \sim 10^{-1}...10^0$. Это, как и в случае с полем температур, вызвано тем, что в режиме с высоким содержанием кислорода в теплоносителе на стенках канала происходит образование оксидных электроизолирующих покрытий и слоя отложений примесей на поверхностях каналов, обладающих высоким электросопротивлением. Пристенный слой уменьшает электропроводность стенок канала, что приводит к ослаблению степени влияния магнитного поля на поток жидкого металла.

В результате экспериментального исследования полей скоростей при течении свинца в кольцевом зазоре обнаружено рез-

кое изменение локальной скорости в пристенной области $r/r_0 = 0...0,1; 0,9...1$. Градиент скорости у внутренней поверхности внешней трубы больше, чем у внешней поверхности внутренней трубы вертикально ориентированного ЭУ во всем диапазоне режимных параметров, реализованных в эксперименте. Включение ТЭНа приводило к некоторому уменьшению величины локальной скорости вблизи внешней поверхности ТЭНа при тех же расходе теплоносителя и ТДАК в теплоносителе, что, вероятно, вызвано изменением вязкости в пристенной области. В ядре потока локальная скорость теплоносителя изменялась плавно, максимум скорости находился в области $r/r_0 = 0,3...0,7$. В целом профиль скорости в кольцевом зазоре имел вид уплощенной параболы со смещенным центром.

В режиме с термодинамической активностью $a = 10^{-3}...10^{-1}$ экспериментально полученные профили скорости имеют более "вытянутую" форму по сравнению с режимом с $a = 10^{-5}...10^{-4}$. При высоком содержании кислорода в теплоносителе изменение скорости в пристенной области имело более плавный характер, что, возможно, вызвано наличием частиц оксидов теплоносителя на поверхностях ЭУ, ограничивающих поток металла.

Поля скоростей и температур, полученные при течении эвтектики свинец-висмут в канале круглого сечения, имеют схожий параболический вид. На рис. 3, 4 представлены профили скорости и температуры в безразмерных координатах, наложенные друг на друга. Во всем диапазоне режимных параметров не обнаружено смещения минимального значения безразмерной скорости, как в случае профиля температуры. В режиме с $a \sim 10^{-4}$ (рис. 3) отмечено пересечение безразмерных профилей температуры и скорости в области $r/r_0 = 0,15...0,3$. Изменение скорости в пристенной области происходит более резко по сравнению с температурой. В ядре потока профиль скорости имеет более пологую форму по сравнению с профилем температуры.

Наложение поперечного магнитного поля на поток эвтектики в данном режиме

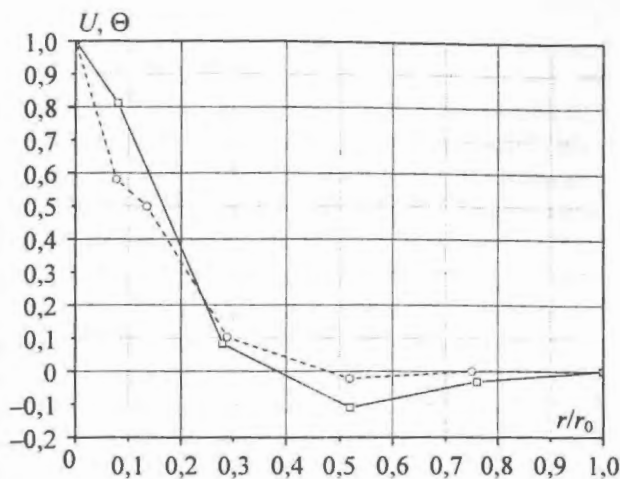


Рис. 3. Безразмерные профили температуры и скорости при течении эвтектики свинец-висмут в канале круглого сечения: \square — $\Theta = f(r/r_0)$, $Re = 2,36 \cdot 10^5$, $Ha = 290$, $a \sim 10^{-5}$; \circ — $U = f(r/r_0)$, $Re = 2,22 \cdot 10^5$, $Ha = 280$, $a \sim 10^{-4}$

приводило к уменьшению разности значений безразмерных температуры и скорости в пристенной области. При достижении активности кислорода $a \sim 1$ в эвтектике (рис. 4) происходит совмещение профилей температуры и скорости в пристенной области. Наложение магнитного поля на поток жидкого металла в этом режиме не приводило к заметному изменению полей скоростей и температур.

Поля скоростей и температур при течении свинцового теплоносителя в канале кольцевой формы также имеют схожую форму. На рис. 5 и 6 представлены нало-

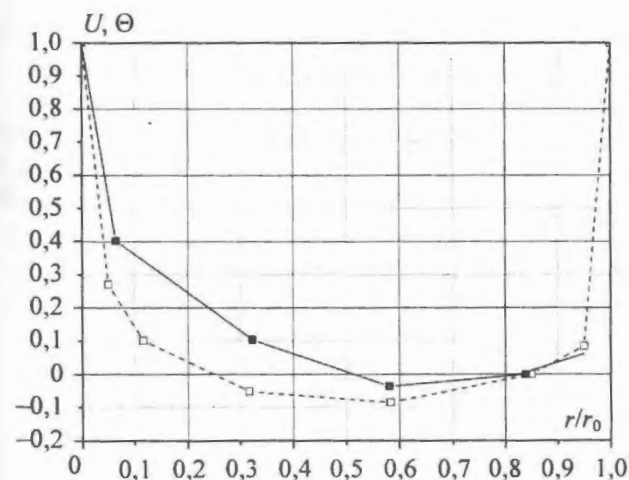


Рис. 5. Безразмерные профили температуры и скорости при течении свинца в кольцевом зазоре: \blacksquare — $\Theta = f(r/r_0)$, $Re = 2,74 \cdot 10^5$, $a = 10^{-4}$; \square — $U = f(r/r_0)$, $Re = 2,68 \cdot 10^5$, $a = 10^{-4}$

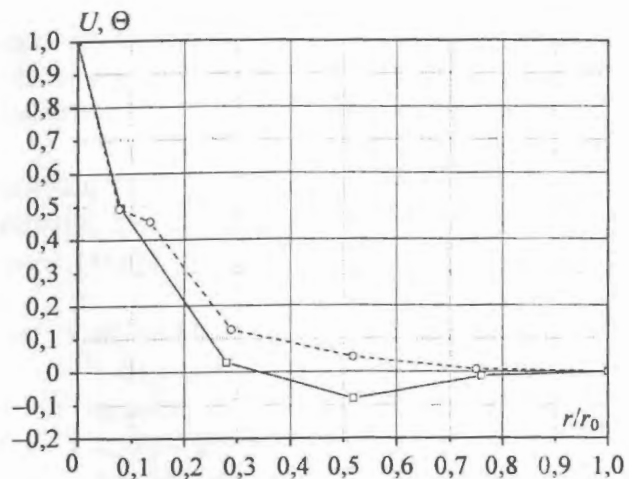


Рис. 4. Безразмерные профили температуры и скорости при течении эвтектики свинец-висмут в канале круглого сечения: \square — $\Theta = f(r/r_0)$, $Re = 2,5 \cdot 10^5$, $Ha = 290$, $a \sim 1$; \circ — $U = f(r/r_0)$, $Re = 2,2 \cdot 10^5$, $Ha = 275$, $a \sim 1$

женные друг на друга профили температур в безразмерных координатах. Профиль температур по сравнению с профилем скорости имеет более уплощенную форму, а изменение профиля скорости в пристенной области — более резкий характер.

Заключение

В результате проведенных исследований впервые экспериментально получены профили скорости в каналах круглой и кольцевой формы при варьируемых содержаниях кислорода в потоке ТЖМТ и харак-

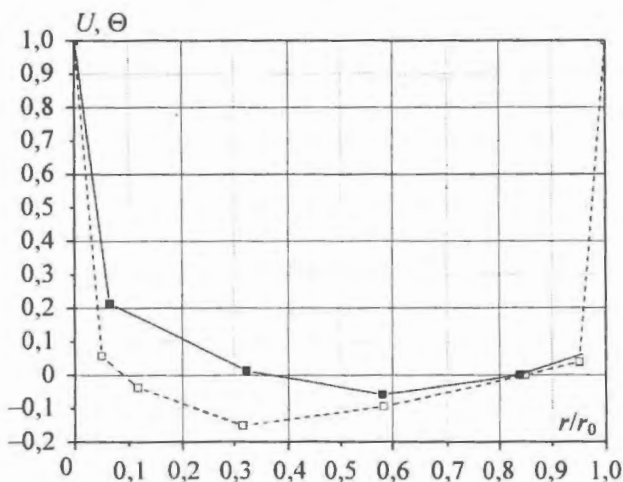


Рис. 6. Безразмерные профили температуры и скорости при течении свинца в кольцевом зазоре: \blacksquare — $\Theta = f(r/r_0)$, $Re = 2,98 \cdot 10^5$, $a = 10^{-1}$; \square — $U = f(r/r_0)$, $Re = 3,3 \cdot 10^5$, $a = 10^{-1}$

теристиках оксидных покрытий. Поля скоростей и температур измерены применительно к натурным условиям систем теплоотвода РБН и ТЯР.

Экспериментально полученные данные могут быть использованы при создании программных кодов по расчету систем теплоотвода с ТЖМТ.

На основании полученных данных сделаны следующие основные выводы.

1. Обнаружено, помимо режима течения, влияние содержания кислорода в теплоносителе и характеристик оксидных покрытий на поля скоростей и температур в каналах круглой и кольцевой формы. Это обусловлено тем, что наличие кислорода в теплоносителе и оксидных покрытий на поверхностях, ограничивающих поток жидкого металла, приводит к изменению характеристик (свойств) пристенной области.

2. Изменение состояния пристенного слоя вызвано обработкой ТЖМТ кислородом или водородом, приводящей к изменению гидродинамики и процессов теплообмена между потоком теплоносителя и поверхностью канала, ограничивающей поток жидкого металла.

3. Изменение содержания кислорода в теплоносителе и характеристик оксидных защитных покрытий приводит к изменению степени влияния поперечного магнитного поля на поток жидкого металла.

4. Показана возможность формирования и изменения характеристик защитных оксидных покрытий на стенках каналов за счет изменения окислительного потенциала теплоносителя, достигаемого путем обработки ТЖМТ кислородом или водородом.

Список литературы

1. *Безносков А.В., Бокова Т.А., Молодцов А.А. и др.* Экспериментальные исследования теплопереноса к свинец-висмутовому теплоносителю в поперечном магнитном поле при изменяемых характеристиках электроизолирующих покрытий на ограничивающих стенках // ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2007, вып. 1, с. 25–32.
2. *Безносков А. В., Савинов С.Ю., Новожилова О.О., Антоненков М.А.* Экспериментальное исследование полей скоростей в потоке свинец-висмутового теплоносителя в поперечном магнитном поле при варьируемом содержании в нем кислорода // ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2008, вып. 4, с. 56–61.
3. *Безносков А.В., Новожилова О.О., Савинов С.Ю.* Экспериментальное исследование скорости потока тяжелого жидкометаллического теплоносителя // Атомная энергия, 2009, т. 106, вып. 4, с. 234–236.
4. *Безносков А.В., Новожилова О.О., Савинов С.Ю.* Экспериментальные исследования процессов теплообмена и профилей температур потока тяжелого жидкометаллического теплоносителя // Изв. вузов. Ядерная энергетика, 2008, № 3, с. 80–90.
5. *Безносков А.В., Кудрин О.О., Назаров А.В. и др.* Исследование теплоотдачи от свинцового теплоносителя к продольно обтекаемой трубе // Теплофизика и аэромеханика, 2007, т. 17, № 3, с. 429–436.

Контактная информация –

Савинов Сергей Юрьевич, аспирант, тел.: (831)436-80-23 (каф.), +7(903)607-68-50 (моб.), e-mail: ats@nntu.nnov.ru (каф.), Savinov.S@mail.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3,
с. 90–98.

СОДЕРЖАНИЕ

CONTENTS

Гуревич М.И., Калугин М.А., Пряничников А.В., Тельковская О.В., Шкаровский Д.А. Алгоритмы расчета компонент обобщенного транспортного тензора с учетом поверхностных токов	3
Юдкевич М.С. Расчет выгорания черного поглотителя нейтронов	10
Курченков А.Ю. Выгорание родиевого ДПЗ в ВВЭР-1000. Методика определения линейного энерговыделения по показаниям ДПЗ	16
Терешонок В.А., Кряквин Л.В., Степанов В.С., Кавун О.Ю., Попыкин А.И., Шевченко Р.А., Шевченко С.А. Расчетное моделирование режима с отключением двух из четырех работающих ГЦН на номинальной мощности блока № 3 Калининской АЭС	25
Терешонок В.А., Кряквин Л.В., Питилимов В.А., Степанов В.С., Кавун О.Ю., Попыкин А.И., Шевченко Р.А., Шевченко С.А., Егоров А.Л., Куликов В.И. Сопоставление измеренного и рассчитанного токов ионизационной камеры при измерении эффективности аварийной защиты на этапе физпуска энергоблока № 3 Калининской АЭС	37
Зизин М.Н., Зизина С.Н., Кряквин Л.В., Питилимов В.А., Терешонок В.А. Расчет значений реактивности по токам ионизационных камер с разными наборами кинетических параметров при падении АЗ ВВЭР-1000 3-го блока Калининской АЭС на этапе физического пуска	43
Бобров А.А., Лебедев Г.В., Нечаев Ю.А. Измерения эффективности стержней регулирования модернизированным методом обратной кинетики	48
Соловьев Д.А., Семенов А.А., Щукин Н.В. Генераторы стратегий управления для ядерных реакторов	57
Дружинин В.Е., Шмонин Ю.В., Плеханов Р.В., Лысов Д.А., Немиров А.С., Смирнов К.И. Методика и пакет прикладных программ планирования перегрузок топлива РБМК	63
Седов А.А., Фролов А.А. Расчетное исследование влияния некоторых систематических факторов на температуры топлива в сверхвысокотемпературном газовом реакторе с призматическими ТВС	80
Безносков А.В., Савинов С.Ю., Новожилова О.О., Антоненков М.А. Экспериментальное исследование полей температур и скоростей в высокотемпературном потоке тяжелого жидкометаллического теплоносителя	90

<i>Gurevich M.I., Kalugin M.A., Pryanichnikov A.V., Tel'kovskaya O.V., Shkarovsky D.A.</i> The Algorithms for Calculation of the Components of the Generalized Transport Tensor Taking into Account the Surface Currents	3
<i>Yudkevich M.S.</i> Burn-up Calculation of a Black Neutron Absorber	10
<i>Kurchenkov A.Yu.</i> A Rhodium Self-Powered Neutron Detector (SPND) Burn-up in VVER-1000. The Method of Linear Power Definition by SPND Reading	16
<i>Tereshonok V.A., Kryakvin L.V., Stepanov V.S., Kavun O.Yu., Popykin A.I., Shevchenko R.A., Shevchenko S.A.</i> Calculation of a Transient with Shutdown of Two Main Circulation Pumps of Four at Unit № 3 of Kalinin NPP Nominal Power Level	25
<i>Tereshonok V.A., Kryakvin L.V., Pitilimov V.A., Stepanov V.S., Kavun O.Yu., Popykin A.I., Shevchenko R.A., Shevchenko S.A., Egorov A.L., Kulikov V.I.</i> Comparison of Measured and Calculated Currents of the Ionization Chamber for Measuring the Effectiveness of Emergency Protection during Physical Start-up Unit № 3 of Kalinin NPP	37
<i>Zizin M.N., Zizina S.N., Kryakvin L.V., Pitilimov V.A., Tereshonok V.A.</i> Calculations of the Reactor Scram System Effectiveness Using the Ionization Chambers Currents with Different Sets of Kinetics Parameters in VVER-1000 of the 3-rd Unit Kalinin Power Station at the Physical Start-up	43
<i>Bobrov A.A., Lebedev G.V., Nechaev Yu. A.</i> Measurements of Control Rods Worth by Modified Inverse Kinetic Method	48
<i>Solovyev D.A., Semenov A.A., Shchukin N.V.</i> Nuclear Reactors Operating Strategy Generators	57
<i>Druzhinin V.E., Shmonin Yu.V., Plekhanov R.V., Lysov D.A., Nemirov A.S., Smirnov K.I.</i> The Technique and the Package of Applied Programs for Refueling Planning of RBMK	63
<i>Sedov A.A., Frolov A.A.</i> Calculation Study of Impact of Some Systematic Factors on Fuel Temperatures in Very High Temperature Gas Reactor with Prismatic Fuel Assemblies	80
<i>Besosov A.V., Savinov S.Yu., Novozhilova O.O., Antonenkov M.A.</i> Experimental Research of Heavy Liquid Metal Coolant Velocity and Temperature Structure	90

Правила оформления статей

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

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

2. Статья должна также предоставляться обязательно **в виде электронной версии обычным шрифтом № 12 Times New Roman, междустрочный интервал – одинарный**, в редакторе Word 97 или более поздних версий. Текст не форматируется, в качестве имени файла используется ФИО первого автора статьи. **Кавычки в тексте ставятся при английской раскладке клавиатуры ("..")**.

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

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

4. Таблицы нумеруются, **каждая таблица должна иметь заголовок**. Сокращения в графах таблицы не допускаются. В тексте необходимы ссылки на все таблицы. **Каждая таблица печатается на отдельном листе, а в электронном виде представляется в отдельном файле**.

5. Формулы и буквенные обозначения величин должны быть размечены и сразу расшифрованы. Формулы нумеруются арабскими цифрами, номер ставится с правой стороны листа в круглых скобках. **Нумеровать следует только те формулы и уравнения, на которые есть ссылка в последующем изложении**. Формулы выполняются в редакторах Equation 3.0 или MathType при невозможности набора на клавиатуре ($x_n^2, y_m^n, \sqrt{x}, \int_0^1 x, \frac{1}{y}$ и т.д.).

Подстрочные и надстрочные индексы вводятся с клавиатуры ($x_3, \text{км}^2$ и т.д.), греческие буквы вставляются через Меню *Вставка* → *символ*.

6. В тексте статьи рисунок обязательно представляется на отдельном листе формата не более А4. На рисунках допускается минимальное число обозначений – краткие цифровые (по порядку номеров слева направо или по часовой стрелке) или буквенные обозначения. Все пояснения выносятся в подрисуночные подписи. На обороте каждого рисунка указываются фамилии авторов, название статьи, номер рисунка, обозначения верха и низа. **Внутренние надписи на рисунках набираются шрифтом № 11**. Внизу каждого рисунка должны быть

приведены его номер и **подрисуночная подпись шрифтом № 11**. При наличии нескольких различных графиков на одном рисунке каждый из них обозначается русскими буквами а), б), в) и т.д. и расшифровывается.

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

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

8. Список литературы следует оформлять в соответствии с Государственным стандартом “Библиографическая ссылка” (ГОСТ Р 7.0.5–2008), в частности, необходимо указать :

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

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

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

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

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

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

ж) для электронных источников – **полный электронный адрес (включая дату обращения к источнику)**, позволяющий обратиться к публикации.

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

Уточненная информация для читателей

научно-технического сборника

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

Редколлегия сборника “ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов” информирует авторов и читателей сборника об организации подписки на “ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов”. Подписные индексы ОАО Агентство “Роспечать”: 66675 со II полугодия 2007 г. в каталоге “Издания органов научно-технической информации” и 32067 с 2010 г. в каталоге “Газеты. Журналы”.

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

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

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

С е р и я: Физика ядерных реакторов

Выпуск 3

Ответственный за выпуск **С.М. Зарицкий**
(тел./факс: (499)196-71-98, e-mail: zaritsky@adis.vver.kiae.ru)

Редактор **В.В. Пчелин**
(тел./факс: (499)196-99-44, e-mail: pchelin@adis.vver.kiae.ru)

Подписано в печать 28.06.10. Формат 70×108/16
Печать офсетная. Усл. печ. л. 13,5. Уч.-изд. л. 15,0. Тираж 200. Индекс 3646. 11 статей. Заказ

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

Индекс 3646

ISSN 0205—4671. Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2010, вып. 3, 1—104