

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Иоффе Б. Л., Окунь Л. Б. «Атомная энергия», 1956, № 4, с. 80.
2. Морс Ф. М., Фешбах Г. Методы теоретической физики. М., изд-во иностр. лит. 1960.
3. Мигдал А. Б., Крайнов В. П. Приближенные методы квантовой физики. М., «Наука», 1966.
4. Фейнберг С. М. и др. В кн.: Труды II Женевск. конф. «Докл. сов. ученых. Т. 2. М., Атомиздат, 1953, с. 217.
5. Гришанин Е. И., Иванов Б. Т., Шаранов В. Н. «Атомная энергия», 1961, т. 10, вып. 6, с. 565.
6. Афанасьев А. М., Торлин Б. З. Численные методы расчета глубины выгорания топлива в реакторе. Препринт ИТЭФ-19, 1976.

Поступила в Редакцию 07.08.78

УДК 621.039.526

Мощностной эффект реактивности в энергетическом быстром реакторе с учетом поведения топлива под облучением

ПШАКИН Г. М., ПРОШКИН А. А.

Полный мощностной эффект реактивности в быстром энергетическом реакторе является суммарной величиной отдельных эффектов [1, 2]. Основной вклад в него (90%) вносят эффект Доплера и аксиальное расширение топливного столба в твэлах, непосредственно зависящие от температуры топлива в стационарном и переходных режимах работы.

Температурные режимы твэлов с окисным топливом в зависимости от истории работы реактора и достигнутого выгорания топлива могут изменяться в широких пределах при одном и том же уровне мощности, что приводит к проявлению различных по величине мощностных эффектов. На основании многочисленных экспериментальных данных можно выделить три наиболее характерных режима работы твэлов, которые будут описаны далее. Эти режимы могут устанавливаться как во всем объеме активной зоны, так и в отдельных ее частях в зависимости от уровня мощности.

В настоящее время на БН-350 накоплен большой объем экспериментальных данных по мощностному эффекту реактивности и его изменению в процессе эксплуатации установки. Это дает возможность комплексной проверки методов расчета температурных режимов твэлов и мощностного эффекта реактивности с учетом истории работы реактора.

Влияние тепловых нагрузок и облучения на условия теплоотдачи в твэлах быстрых реакторов

Особенности поведения окисного топлива под облучением и при воздействии на него различных тепловых нагрузок достаточно подробно рассмотрены в работах [3—11]. Показано, что в твэлах быстрых энергетических реакторов с окисным топливом под воздействием высоких тепловых нагрузок (линейная тепловая нагрузка $q_l \geq 350$ Вт/см) происходит массоперенос топлива от центра к периферии и образование по радиусу трех структурных зон — столбчатых зерен, равноос-

ных зерен и исходной структуры. Это приводит к тому, что достаточно быстро устанавливается контакт между топливом и оболочкой.

При пониженных тепловых нагрузках ($q_l < 350$ Вт/см), когда процесс интенсивной перестройки топлива отсутствует, можно выделить два наиболее характерных режима работы твэлов:

а) низкий уровень тепловых нагрузок, когда термические напряжения, возникающие вследствие перепада температуры по радиусу топливного брикета, не приводят к нарушению целостности топливного сердечника;

б) промежуточный режим работы твэлов, когда уровень тепловых нагрузок таков, что от воздействия термических напряжений целостность таблетки нарушается; зазлечивание образовавшихся трещин за счет массопереноса происходит медленно (по сравнению с временем работы твэлов) из-за относительно низких температурного градиента и температуры топлива.

Рассмотрим каждый режим.

Низкие тепловые нагрузки на твэл. В этом режиме зазор между топливом и оболочкой определяется распуханием топлива, оболочки и их термическим расширением. Тепловая нагрузка, при которой отсутствует растрескивание топлива, определяется из условия

$$\varepsilon_i \leq \varepsilon_p, \quad (1)$$

где ε_i — интенсивность термической деформации; $\varepsilon_p = f(T, \xi, \beta)$ — разрушающая деформация топлива, зависящая от температуры T , скорости нагружения ξ и выгорания β .

Интенсивность термической деформации на внутренней и внешней поверхности цилиндра легко определить, используя результаты работ [9, 10]:

$$\varepsilon_i = [\alpha_T / (1 - \mu_T)]' \Delta T_T k, \quad (2)$$

где α_T , μ_T — коэффициент линейного расширения и коэффициент Пуассона для материала топлива; ΔT_T — температурный перепад по радиусу топливного сердечника, определяемый из известных решений уравнений теплопроводности для полого

цилиндра с равномерно распределенными внутренними источниками тепла; $k = [i^2/(b^2 - a^2)] - (b^2 - a^2)/2[b^2 - a^2 - 2a^2 (\ln b/a)]$ — геометрический параметр, в котором b , a — наружный и внутренний радиусы топливной таблетки; $i = a$ при $r = b$ и $i = b$ при $r = a$ (здесь r — текущий радиус).

Из уравнения (2) с учетом соотношений для ΔT_T находим значение линейной тепловой нагрузки q_l , при которой топливный сердечник сохраняет свою целостность:

$$q_l \leq 4\pi\lambda_{T_p} \tau_p (1 - \mu_T) / \alpha_T k', \quad (3)$$

где λ_T — теплопроводность топлива, зависящая от температуры и плотности топлива (см., например, работу [6]);

$$k' = \left\{ \frac{i^2 [b^2 - a^2 - 2a^2 (\ln b/a)]}{(b^2 - a^2)^2} - \frac{1}{2} \right\}.$$

Для хрупкого материала, у которого разрушение наступает в упругой области, можно использовать критерий предельно допустимого напряжения, т. е. $\sigma_i \leq \sigma_p$, и тогда выражение (3) примет вид

$$q_l \leq 4\pi\lambda_{T_p} \sigma_p (1 - \mu_T) / \alpha_T E k', \quad (4)$$

где $\sigma_p = f(T, \xi, \beta)$ — предел прочности хрупкого материала; E — модуль Юнга. Следует отметить, что неопределенность в свойствах топливного материала в условиях облучения может приводить к отклонениям в определяемых значениях q_l . Если же использовать данные для необлученной окиси урана в области температуры 500—1000°C [11], то можно получить, что для $q_l \leq 70 \div 100$ Вт/см сердечник будет сохранять свою целостность.

До уровня нагрузок, определяемых выражениями (3) или (4), перепад температуры между внутренней поверхностью оболочки и поверхностью топлива рассчитывается по модели проводящего газового зазора [3].

Теплопроводность среды в зазоре определяется с учетом состава газовой смеси (начальный гелий + газообразные осколки деления) и ее температуры [12]. Состав смеси может быть найден в зависимости от температурного режима и выгорания топлива на основании данных работ [6, 13]. Размеры оболочки и топлива, необходимые для нахождения теплопроводности зазора, могут быть найдены из решения уравнения для деформированного состояния твэла согласно «газовой модели» взаимодействия топлива и оболочки [14]. Поскольку теплопроводность газообразной среды в зазоре, размеры топлива и оболочки зависят от температуры, перепад температуры в зазоре определяется через несколько итераций до достижения необходимой точности.

Промежуточный режим работы твэлов. В том случае, когда уровень тепловых нагрузок превышает значение, определяемое выражениями (3)

или (4), топливо начинает растрескиваться и модель проводящего газового зазора становится физически нереальной. Более реальная модель должна учитывать установление контакта топлива с оболочкой, по крайней мере, на ограниченной площади. Эту модель принято называть моделью контактной проводимости [3]. Известные [3, 15] соотношения для такой модели включают в себя различные константы, которые могут быть получены только из эксперимента, что затрудняет использование расчетного подхода к определению температуры топлива. Экспериментальные данные о контактной проводимости для промежуточного режима работы твэлов ($100 < q_l < 350$ Вт/см) показывают, что она находится в интервале 0,2 — 0,45 Вт/(см²·град) в зависимости от исходного зазора и тепловой нагрузки [3, 13].

Высокие тепловые нагрузки на твэлы. При тепловой нагрузке $q_l > 350$ Вт/см наблюдаются высокий уровень температуры и ее значительные градиенты по радиусу сердечника, что приводит к массопереносу топлива от центра к периферии и залечиванию образовавшихся трещин. Перестроившееся топливо контактирует с оболочкой, тем самым улучшая условия теплопередачи в твэле. Эти преобразования происходят достаточно быстро во времени и тем быстрее, чем выше q_l . Как и в промежуточном режиме, перепад температуры между топливом и оболочкой для этого случая определяется по модели контактной проводимости. На основании многочисленных экспериментов показано [3, 15], что коэффициент контактной теплопроводности α_k [Вт/(см²·с)] зависит от контактного давления, состояния контактирующих поверхностей, их температуры и т. п. Незначительное влияние газообразной среды при этом объясняется тем, что основная часть тепла передается через контактирующие поверхности [3].

Анализ различных экспериментов [3—5, 15] позволяет предложить следующую эмпирическую зависимость α_k для тепловых нагрузок — $q_l > 350$ Вт/см:

$$\alpha_k = (\alpha_0 + \alpha_1 \bar{p} + \alpha_2 \bar{p}^2) + \alpha_3 \exp(\alpha_4 T), \quad (5)$$

где $\alpha_0 = 0,45$; $\alpha_1 = 0,184 \cdot 10^{-3}$; $\alpha_2 = 0,63 \cdot 10^{-6}$; $\alpha_3 = 0,035$; $\alpha_4 = 0,9 \cdot 10^{-3}$; T — средняя температура в зазоре, К; \bar{p} — контактное давление на границе топливо—оболочка, кгс/см², которое определяется из решения задачи взаимодействия топлива с оболочкой по контактной модели [14]. Распределение температуры по радиусу топливного сердечника в этом случае должно проводиться с учетом изменения его геометрии вследствие массопереноса топлива. Изменение размеров внутреннего отверстия и наружного диаметра брикета может быть получено из условия постоянства массы топлива и значений температур, при которых происходит рост столбчатых и равноосных зерен. Аналитически это может быть записано

в следующем виде:

$$\begin{cases} \frac{q_s r_{об.вн}}{2(1-\bar{\rho}_0^2)} \left[1 - \bar{\rho}_c^2 - 2\bar{\rho}_0^2 \ln \frac{1}{\bar{\rho}_c} \right] = \int_{T_{II}}^{T_c} \lambda_T(T) dT; \\ \frac{q_s r_{об.вн}}{2(1-\bar{\rho}_0^2)} \left[1 - \bar{\rho}_p^2 - 2\bar{\rho}_0^2 \ln \frac{1}{\bar{\rho}_p} \right] = \int_{T_{II}}^{T_p} \lambda_T(T) dT; \end{cases} \quad (6)$$

$$\bar{\rho}_0 = \sqrt{\frac{\gamma_{и-}\gamma_0}{\gamma_c} - \frac{\gamma_c - \gamma_p}{\gamma_c} \bar{\rho}_c^2 + \frac{\gamma_p - \gamma_{и-}}{\gamma_c} \bar{\rho}_p^2},$$

где $T_c = 1750^\circ\text{C}$ — температура начала образования столбчатых зерен [3, 6, 8]; $T_p = 1450^\circ\text{C}$ — температура начала образования равноосных зерен [3, 6, 8]; $\gamma_{и-}$, γ_0 — исходная и эффективная плотность топлива в сечении твэла соответственно; γ_c , γ_p — плотность материала в зоне столбчатых и равноосных зерен; $\bar{\rho}_0 = a/r_{об. вн.}$; $\bar{\rho}_p = r_p/r_{об. вн.}$; $\bar{\rho}_c = r_c/r_{об. вн.}$ — радиусы отверстий, зоны равноосных и столбчатых зерен соответственно, отнесенные к внутреннему радиусу оболочки твэла.

Рассмотренные три характерных режима работы твэлов быстрого энергетического реактора не всегда могут реализовываться при эксплуатации реактора. Режимы выхода на мощность в начале эксплуатации реактора, после остановок на перегрузку или по аварийному сигналу, переходы с пониженной мощности на более высокий уровень, и наоборот, — все это может привести к разным сочетаниям характерных режимов работы твэлов, температурным режимам топлива и соответственно к разному проявлению мощностных эффектов реактивности.

Анализ температурных режимов топлива и мощностного эффекта реактивности быстрого реактора с учетом условий его работы

Рассмотрим влияние изменений температуры топлива в процессе работы быстрого реактора на полный мощностной эффект и его составляющие.

Натриевая составляющая мощностного эффекта определяется следующим образом [16]:

$$\rho_{Na} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_{Na}^i \frac{\Delta T_i}{2} + \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_{Na}^{в.т.э.i} (\Delta T_i + \Delta T_{в.т.э.i}), \quad (7)$$

где n — число зон дросселирования в реакторе; $(\partial \rho / \partial T)_{Na}^i$ — натриевая составляющая i -й зоны в изотермическом температурном коэффициенте реактивности; $(\partial \rho / \partial T)_{Na}^{в.т.э.i}$ — натриевая составляющая торцевого экрана над зоной дросселирования в изотермическом температурном коэффициенте реактивности; ΔT_i и $\Delta T_{в.т.э.i}$ — подогрев натрия в i -й зоне и верхнем торцевом экране над ней соответственно.

Изменения в подогреве теплоносителя в процессе эксплуатации при фиксированной мощно-

сти реактора незначительны и практически не сказываются на полном мощностном эффекте реактивности. Изменения натриевой составляющей, обусловленные изотопным составом топлива, по расчетным оценкам составляют $\sim 17\%$, что приводит к незначительному снижению полного мощностного эффекта, поскольку натриевая составляющая вносит в него лишь 4—6% [1, 16]. С уровнем мощности подогрев натрия растет линейно, и эта зависимость не трансформируется с выгоранием топлива.

Радиальная часть геометрической составляющей в мощностном эффекте определяется только разогревом стенок ТВС. Эта составляющая не связана непосредственно с температурой топлива, и ее значение в полном мощностном эффекте не превышает $\sim 7\%$.

Аксиальная часть геометрической составляющей в мощностном эффекте определяется выражением

$$\rho_z = \alpha_T \Delta \bar{T}_T, \quad (8)$$

где α_T и $\Delta \bar{T}_T$ — коэффициент линейного расширения и средний перепад температуры топлива соответственно; a — коэффициент пропорциональности, слабо зависящий от выгорания топлива (для БН-350 $a = -0,222$ и $-0,2136$ для свежего и выгоревшего топлива соответственно).

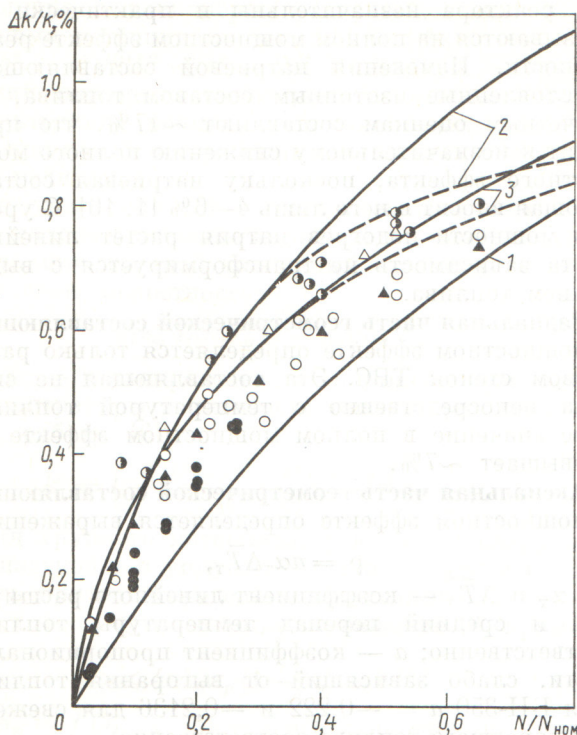
Таким образом, эта составляющая практически полностью определяется температурой топлива. При расчете эффекта от аксиального расширения топлива необходимо учитывать взаимодействие топлива с оболочкой. При низких тепловых нагрузках увеличение высоты топливного столба может быть рассчитано как свободное расширение, а эффект реактивности в соответствии с выражением (8). Для режима высоких тепловых нагрузок необходимо учитывать возможное сдерживание расширения топливного столба оболочкой.

Доплер-эффект при подъеме мощности в быстром реакторе определяется выражением [17]

$$\rho_d = \int_V \int_{T_0}^T \rho_d(T, r) dr dT, \quad (9)$$

где $\rho_d(T, r)$ — доплеровский коэффициент реактивности для единичного объема dr при температуре топлива T ; V — объем реактора; T_0 , T — температура топлива при нулевом и рабочем уровне мощности. Расчетные исследования показали, что изменение доплеровской постоянной для БН-350 в зависимости от выгорания топлива пренебрежимо мало. Поэтому изменение доплер-эффекта по мере выгорания топлива обусловлено в основном изменением температурного режима твэлов.

Рассмотрим изменение мощностных эффектов реактивности в БН-350, отмеченное в процессе его эксплуатации [16, 18, 19], используя методики определения температуры для характерных режимов работы твэлов.



Зависимость мощностного эффекта реактивности от уровня мощности в БН-350 для температуры топлива, рассчитанной только по модели газового проводящего зазора (—) и с учетом растрескивания топлива (— — —): 1 — «свежее» топливо; 2, 3 — выгорание 2 и 5% (расчет); ● — энергопуск; ○, △, ○, ▲ — выгорание ~2, 3, 4 и 5,5% (эксперимент)

Измерения мощностного эффекта в процессе энергопуска. На момент энергопуска [16] активная зона собрана из «свежих» ТВС. Твэлы имели чисто гелиевую среду в контактном зазоре. В процессе измерений реактор был выведен на уровень мощности 260 МВт [16], что привело к линейному тепловому потоку в наиболее напряженной точке — $q_l \approx 100$ Вт/см. При такой тепловой нагрузке топливные сердечники сохраняют свою целостность и поле температуры может быть рассчитано по модели проводящего газового зазора. Экспериментальные и расчетные значения мощностного эффекта для измерений энергопуска представлены на рисунке. Согласие эксперимента с расчетом можно считать удовлетворительным.

Измерения мощностного эффекта после работы реактора на низких уровнях мощности. На начальном этапе эксплуатации реактора, когда выгорание топлива составляло ~2%, был измерен мощностной эффект реактивности на различных уровнях мощности вплоть до 550 МВт [16]. Уровень тепловых нагрузок в твэлах при проведении этих измерений достигал ~200 Вт/см.

Как и в предыдущем случае, расчетная модель реактора была разделена на отдельные зоны в r, z -геометрии, и расчет проводился по сред-

нему тепловыделению в них. Объем зон был выбран так, чтобы неравномерность тепловыделения в них не превышала ~5%. По мере увеличения уровня мощности для каждой зоны в соответствии с тепловой нагрузкой выбиралась расчетная модель для средней температуры топлива. При $q_l < 100$ Вт/см температуру топлива рассчитывали по модели газового проводящего зазора; при $q_l > 100$ Вт/см — по модели контактной проводимости, а α_R определено с помощью линейной интерполяции по q_l между двумя крайними значениями: $\alpha_R = 0,2$ Вт/(см²·град) для $q_l = 100$ Вт/см и 0,45 Вт/(см²·град) для $q_l = 350$ Вт/см.

Измерение мощностного эффекта в среднем стационарном состоянии. При работе на уровне мощности 650 МВт реактор достиг проектного выгорания 5% [18] и начал работать в установившемся среднем стационарном режиме. В этот период снова был измерен мощностной эффект [19]. Уровень тепловых нагрузок при мощности 650 МВт составляет ~220 Вт/см. Расчет для этого случая проводился так же, как и для предыдущих измерений, с учетом достигнутого выгорания (см. рисунок). Сравнение этих результатов с экспериментом показывает достаточно хорошее согласие. Некоторое превышение расчета над экспериментом говорит о лучших условиях теплопередачи в твэлах в действительности, чем это предполагается в расчете.

Выводы. Предложенные расчетные подходы для определения температурного режима твэлов с учетом истории их работы позволили сблизить расчетные и экспериментальные значения мощностного эффекта реактивности и его зависимости от уровня мощности в БН-350.

Анализ причин расхождения экспериментальных и расчетных значений мощностного эффекта реактивности показал, что эти расхождения, а также изменение эффекта в процессе эксплуатации обусловлены в основном температурным режимом твэлов. Основная неопределенность в расчете температурного режима твэлов связана с контактной теплопроводностью и ее изменением в зависимости от условий работы твэлов в реакторе. Для исключения этой неопределенности необходимо провести экспериментальные исследования по изучению контактной теплопроводности, а также по уточнению физико-механических свойств топлива (теплопроводности, предела прочности и др.) в зависимости от выгорания и температуры.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Орлов В. В. и др. «Kernenergie», 1969, v. 4, p. 112.
2. Хаммел Г., Окренг Д. Коэффициенты реактивности в больших энергетических реакторах на быстрых нейтронах. М., Атомиздат, 1975.
3. Ластман Б. Радиационные явления в двуокиси урана. М., Атомиздат, 1964.
4. Лебедев И. Г. и др. Препринт НИИАР П-3(297). Димитровград, 1977.

5. Robertson J. e. a. «J. Nucl. Mater.», 1962, v. 7, p. 225.
6. Lyons M. e. a. «Nucl. Engng Design», 1972, v. 21, p. 167.
7. Казачковский О. Д. и др. В кн.: Труды симп. стран СЭВ «Состояние и перспективы работ по созданию АЭС с реакторами на быстрых нейтронах». Обнинск, изд. ОНТИ ФЭИ, 1969, т. 2, с. 95.
8. Baily W. e. a. «Trans. Amer. Nucl. Soc.», 1966, v. 9, p. 42.
9. Боли Б., Уэйнер Д. Теория температурных напряжений. М., «Мир», 1964.
10. Кац А. М. Теория упругости. М., Гостехтеориздат, 1956.
11. Котельников Р. Б. и др. Высокотемпературное ядерное топливо. М., Атомиздат, 1969.
12. Ubisch H. e. a. In: Proc. of the Second United Nations Intern. Conf. on the Peaceful Uses of Atomic Energy. Geneva, 1958, v. 7, p. 697.
13. Freshley M. [6], p. 264.
14. Лихачев Ю. И., Пупко В. Я. Прочность тепловыделяющих элементов ядерных реакторов. М., Атомиздат, 1975.
15. Ямников В. С. и др. «Атомная техника за рубежом», 1969, № 2, с. 21.
16. Орлов В. В. и др. «Атомная энергия», 1977, т. 42, вып. 1, с. 3.
17. Пшакин Г. М. В кн.: Ядерные константы. М., Атомиздат, 1976, т. 24, с. 208.
18. Юрченко Д. С. и др. In: Proc. IAEA Symp. on Design, Construction and Operating Experience of Demonstration LMFBR. Bologna, 10-14 Apr. 1978, IAEA-SM-225/60.
19. Алехин Л. А. и др. Ibid., IAEA-SM-225/62.

Поступила в Редакцию 17.07.78
В окончательной редакции 17.11.78

УДК 621.039.526

Расчетно-экспериментальное исследование натриевого пустотного эффекта реактивности

БЕЛОВ С. П., ГЕРАСИМОВ П. В., КАЗАНСКИЙ Ю. А., МАТВЕЕВ В. И., ПШАКИН Г. М., ТЮТЮННИКОВ П. Л.

При анализе безопасности проектируемых быстрых реакторов следует обязательно рассмотреть аварийные ситуации, связанные с частичным или полным удалением теплоносителя из активной зоны. Для энергетических реакторов с большой единичной мощностью этот вопрос приобретает особую остроту, поскольку в этом случае удаление натрия из активной зоны может привести к большому ($\sim 1\%$ $\Delta k/k$) положительному эффекту реактивности.

Аварийная ситуация с удалением теплоносителя рассматривается как для полного осушения реактора, так и в рамках локальной аварии, когда теплоноситель удаляется из одной тепловыделяющей сборки (ТВС) или модуля (7 ТВС). Исследования динамики изменения реактивности при локальных авариях представляют особый интерес, поскольку они дают необходимую информацию для диагностики работающего реактора. Методы расчета натриевого пустотного эффекта реактивности (НПЭР) проверялись на урановых критических сборках-моделях БОР-60 (сборка БФС-21), БН-350 (сборка БФС-22), БН-600 (сборка БФС-24), а также непосредственно на БН-350.

Метод расчета НПЭР

В настоящее время в практике проектных расчетов, в том числе и для определения НПЭР, наибольшее распространение имеет многогрупповое диффузионное приближение. В связи с этим и при расчетах экспериментов по НПЭР, выполненных на критических сборках, авторы в основном использовали расчетные программы, реализующие это приближение.

Величина НПЭР может быть получена как прямым методом (по изменению эффективного коэф-

фициента размножения), так и по теории возмущений. Применимость теории возмущений в расчетах НПЭР с введением необходимых поправок является достаточно обоснованной [1]. Глобальный НПЭР может быть рассчитан как тем, так и другим методом. Локальный НПЭР можно рассчитывать только по теории возмущений.

Для расчетов НПЭР использовался каталог микроконстант БНАБ-70 с различными способами подготовки макроконстант при решении реакторной задачи: в традиционном групповом [2] и подгрупповом [3] приближениях. Расчеты проводятся в одномерной [2] и двумерной [4] геометриях. Одной из основных трудностей расчета НПЭР является его чувствительность к ядерным данным, используемым в расчетах.

Экспериментальные методы исследования НПЭР

В эксперименте НПЭР определяется как разность состояний реактивности системы (реактора или критической сборки) с натрием и без натрия в выбранном объеме. Основная трудность при проведении таких экспериментов связана с обеспечением постоянства других параметров системы при удалении натрия. Удаление натрия из критическихборок осуществляется на стендах БФС следующими способами.

Переборка экспериментальных каналов. Этим способом измеряется НПЭР для значительных объемов. Способ трудоемок, так как необходимо в большом количестве ячеек заменить блочки с натрием на оболочки натриевых блочков. Было определено, что статистическая погрешность измерения реактивности при переборке одного экспериментального канала стенда БФС, вычисленная

