

расчетной оценки $\beta_{эф}^*/\beta_{эф} \approx 1,5$, что и в экспериментах на стенде ЭПОС-2.

Основные выводы. В штатном варианте реактора время жизни поколения нейтронов $\tau = 62 \pm 2$ нс. Замедлители, окружающие активную зону, кроме замедлителя за подвижным отражателем, почти не влияют на него. Уменьшение времени жизни по сравнению с данными физического пуска (83 нс) связано с усилением защиты активной зоны от нейтронов, рассеянных на основных замедлителях и кожухе подвижного отражателя. Сокращение длительности нейтронной вспышки только за счет уменьшения времени жизни составило $\sim 10\%$, т.е. ~ 22 мкс. Наибольшее влияние на время жизни поколения нейтронов оказывают конструктивные элементы модулятора реактивности (кожух подвижного отражателя и часть радиационной защиты). При отсутствии этих элементов время жизни нейтронов в реакторе может быть уменьшено до 47 ± 6 нс. Длительность нейтронной вспышки соответственно сократится на 21 мкс. В экспериментах со стендом ЭПОС-2 при отодвинутой от активной зоны части радиационной защиты было отмечено значительное расхождение между расчетной долей запаздывающих нейтронов и экстраполированной в состояние мгновенной критичности реактивностью $\beta_{эф}^*$. Отношение $\beta_{эф}^*/\beta_{эф}$ в среднем состави-

ло 1,5. Объяснение такому расхождению не найдено.

В заключение авторы выражают благодарность персоналу ИБР-2 за вывод реактора в нужное состояние и поддержку в проведении многочисленных экспериментов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гусев В.В., Гудовский В.Г., Дмитренко В.В. и др. Физический пуск реактора ИБР-2. Измерение среднего времени жизни поколения нейтронов. Сообщение ОИЯИ, РЗ-12449. Дубна, 1979.
2. Ananiev V.D., Lomidze V.L., Rogov A.D. et al. An optimization study of the reactivity modulator for the periodically pulsed fast reactor. — Atomkernenergie Kerntechnik, 1983, v. 43, № 4, p. 253—259.
3. Ананьев В.Д., Архипов В.А., Бабаев А.И. и др. Энергетический пуск реактора ИБР-2 и первые физические исследования на его пучках. — Атомная энергия, 1984, т. 57, вып. 4, с. 227—234.
4. Orndoff J. Prompt neutron periods of metal critical assemblies. — Nucl. Sci. Engng, 1957, v. 2, p. 450.
5. Шабалин Е.П. Импульсные реакторы на быстрых нейтронах. М.: Атомиздат, 1976.
6. Perepylyshev Yu.N., Popov A.K. Influence of the nearest environment of the core on the power pulse dynamics in the IBR-2 reactor. — An. Nucl. Energy, 2006, v. 33, p. 813—819.
7. Стумбур Э.А. Исследование размножающих сред импульсным нейтронным методом. — В сб.: Импульсные и статистические методы исследования реакторов. Всес. школа физиков. Обнинск, август 1967 г. Обнинск, ФЭИ, 1969, т. 1, с. 227—285.

Поступила в Редакцию 24.10.06

УДК 621.039.548

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО РАСПУХАНИЯ ДИОКСИДА УРАНА И ДЕФОРМАЦИОННОГО ПОВЕДЕНИЯ ТВЭЛА

Гонтарь А.С., Нелидов М.В. (НИИ НПО «Луч»)

Деформация оболочки, вызванная распуханием диоксида урана, является одним из основных факторов, ограничивающих ресурс высокотемпературных ТВЭЛов космических ЯЭУ [1]. Расчетно-теоретические и экспериментальные данные о распухании при высокотемпературном облучении ограничены и противоречивы [2]. По одним данным распухание линейно растет с выгоранием, по другим выходит на насыщение. В одних работах предсказывается наличие максимума в температурной зависимости распухания, в других резкое увеличение распухания с темпе-

ратурой. Причиной таких рассогласований могут быть особенности поведения диоксида урана при высокотемпературном облучении, связанные с миграцией пузырьков газообразных продуктов деления и структурными изменениями. Известные расчетно-теоретические модели не учитывают в полной мере совместное влияние указанных процессов.

Для анализа влияния эксплуатационных параметров на высокотемпературное распухание диоксида урана и поиска путей повышения радиационной стойкости оксидного топлива пред-

лагается разработанная статистическая модель распухания BARS (Bubble Analysis of Radiation Swelling of Fuel), учитывающая особенности поведения пузырьков газообразных продуктов деления, а также изменение размера и формы зерен диоксида урана при высокой температуре.

Реакторные испытания образцов [3] позволили получить данные о свободном, не сдерживаемом оболочкой распухании различных модификаций диоксида урана при высокой температуре и создать модель деформационного поведения твэла SDS (Stress-Deformation State of

Fuel Element). Для получения данных о свободном набухании использовали образцы топлива, аттестованные по плотности, кислородному коэффициенту, размеру и форме зерен, фазовому составу и содержанию примесей, что позволило выявить специфику высокотемпературного радиационного поведения диоксида урана и его модификаций, обеспечить код SDS представительными входными данными. Этот фактор, а также возможность дополнительно тестировать модель в части механического взаимодействия в системе сердечник—оболочка по независимым результатам реакторных испытаний натуральных твэлов обеспечивают представительные данные для оптимизации конструкции и обоснования ресурса твэла.

В настоящей статье описаны разработанные модели и приведены результаты исследования высокотемпературного радиационного поведения диоксида урана и твэлов в широком диапазоне эксплуатационных параметров.

Модель и компьютерный код BARS. В этой модели, как и прототипной [4], рассматривается локальный участок топлива, состоящий из зерен диоксида урана и ограниченный в направлении температурного градиента расстоянием H между открытыми поверхностями (рис. 1). Равноосное зерно аппроксимируется равновеликим ему кубом с длиной ребра $X_{гр}$ и заполнено дислокациями в виде правильной кубической сетки. Размер дислокационного куба X_d определяется плотностью дислокаций. Предполагается, что газообразные продукты деления, образуемые в процессе облучения, создают зародыши пузырьков, размер которых d определя-

ется уравнением состояния

$$\left(\frac{4\gamma}{d} \pm \sigma\right) \left(\frac{\pi d^3}{6} - mB\right) = mkT,$$

миграция происходит по механизму поверхностной диффузии и определяется выражением

$$V_b = \frac{6D_s Q_s a_0}{kT^2 d} \text{grad} T, \quad (1)$$

где γ — коэффициент поверхностного натяжения диоксида урана; σ — гидростатическое давление, действующее на топливо в окрестности пузырька; m — число атомов газообразных продуктов деления в пузырьке; B — константа; T — температура; D_s , Q_s — коэффициент и энергия активации поверхностной самодиффузии атомов соответственно; a_0 — параметр решетки; k — постоянная Больцмана.

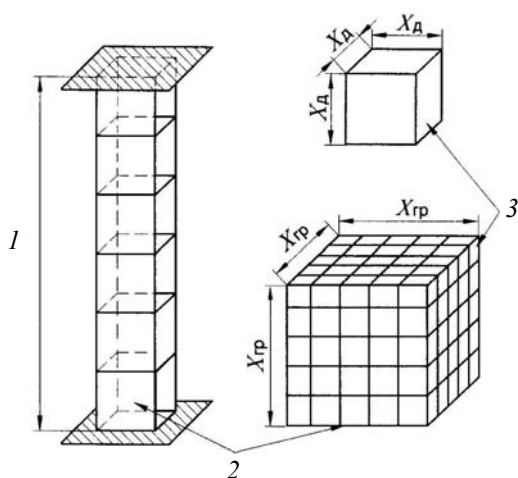
Мигрирующие пузырьки закрепляются на дислокациях и границах зерен. Их местоположение и частота слияния с вновь приходящими оценивается методом Монте-Карло. Пузырьки считаются равновесными, поэтому слияние сопровождается увеличением суммарного объема. При этом пузырьки достигают критических размеров и происходит их отрыв от указанных дефектов. Критические размеры пузырьков на дислокации $d_d^{кр}$ и границе зерна $d_{гр}^{кр}$ определяются выражениями

$$d_d^{кр} = 2 \left(\frac{\tau_d a_0^3 T}{\pi Q_s \text{grad} T} \right)^{1/3}; \quad (2)$$

$$d_{гр}^{кр} = 2 \left(\frac{\gamma_{гр} a_0^3 T}{2 Q_s \text{grad} T} \right)^{1/2},$$

где τ_d — линейное натяжение дислокации; $\gamma_{гр}$ — натяжение границы зерна. Поскольку $d_d^{кр} < d_{гр}^{кр}$, то пузырьки, оторвавшиеся от дислокаций, вновь закрепляются на границах зерен и, достигнув нового критического размера, мигрируют к открытой поверхности.

При каждом выходе пузырьков из топлива суммируется общее количество содержащихся в них атомов газообразных продуктов деления ($\sum N_{гпд}^a$). Их относительный выход находится по соотношению



Р и с. 1. Расчетная схема структуры топлива: локальный участок (1), состоящий из зерен диоксида урана (2), заполненных кубической сеткой дислокацией (3)

$$f = \sum N_{\text{ГПД}}^B [\dot{F} Y (X_{\text{гр}})^2 H \tau],$$

где $\dot{F}$ — скорость делений атомов урана в единице объема топлива; Y — выход газообразных продуктов деления на один акт деления атома урана; τ — текущее время.

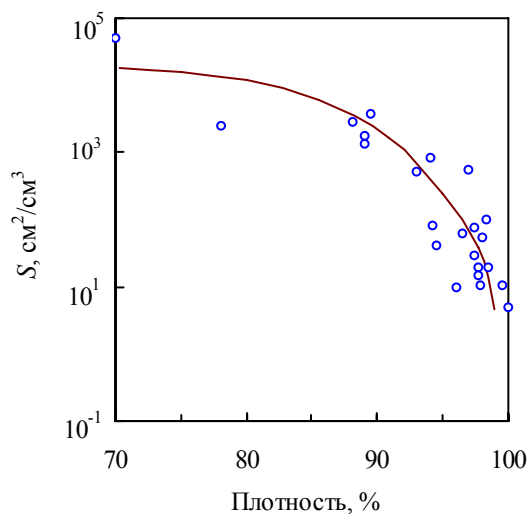
Отличие модели BARS от прототипной состоит в том, что учтена специфика высокотемпературного облучения диоксида урана, при котором изменение внешних размеров сердечника, определяющее деформацию оболочки твэла, зависит от совокупного объема всех пузырьков, как присутствующих в топливе, так и вышедших из него к данному моменту времени. При этом радиационная пористость, часто отождествляемая с набуханием, определяется только пузырьками, присутствующими в диоксиде урана в данный момент времени, и поэтому лишь частично связана с необратимыми изменениями размера топливного сердечника, характеризуя лишь изменение зависящих от пористости свойств диоксида урана.

Расстояние между плоскостями, связанными с открытой поверхностью, находили по экспериментальной зависимости истинной площади поверхности от относительной плотности топлива (рис. 2 [5]):

$$H = 6(1 - P_0)/S,$$

где P_0 — исходная пористость; S — истинная площадь поверхности.

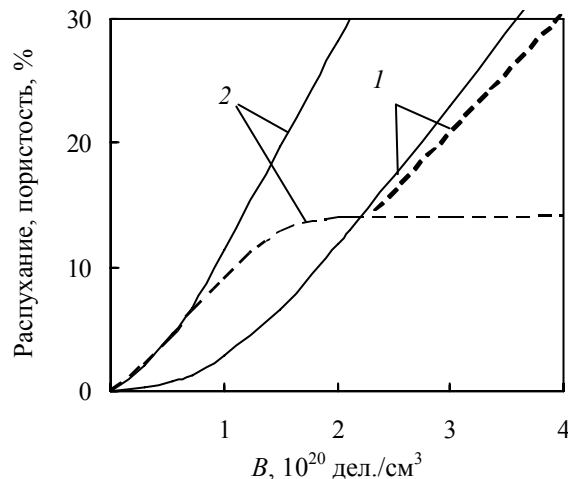
Столбчатое зерно аппроксимировано прямоугольным параллелепипедом, его протяженность в направлении температурного градиента



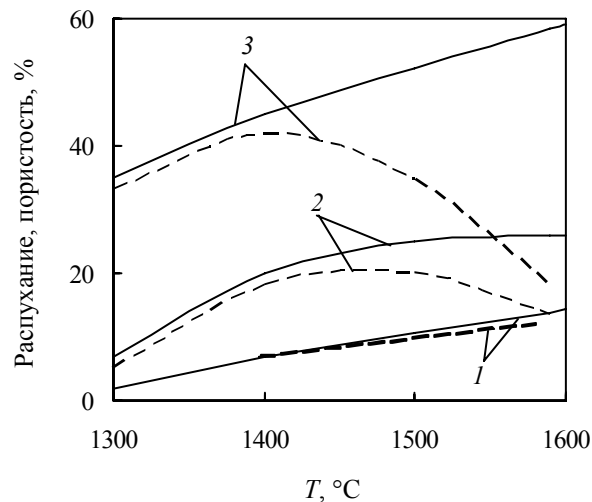
Р и с. 2. Зависимость истинной площади поверхности от плотности образцов диоксида урана

в сердечнике определяется по результатам послереакторных исследований твэла.

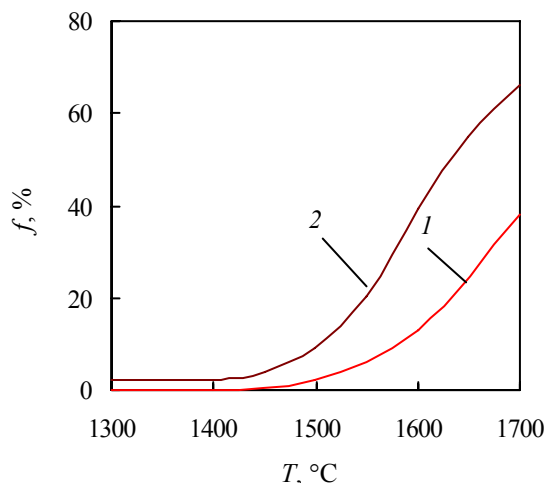
Результаты расчета с помощью кода BARS. На рис. 3—5 показано влияние эксплуатационных параметров (глубины выгорания, температуры) на радиационное поведение диоксида урана. Результаты получены при $\dot{F} = 10^{14}$ дел./($\text{см}^3 \cdot \text{с}$) и $\text{grad} T = 10^3$ К/см. Из рис. 3 следует, что при относительно низкой температуре облучения (~ 1300 °С) пористость и набухание, определяемое по изменению внешних размеров образца, растут с увеличением выгорания и совпадают из-за отсутствия заметной миграции пузырьков. Однако с ростом температуры характер их поведения становится существенно различным: при 1600 °С набухание увеличивается с выгоранием почти линейно, радиационная пористость выходит на насыщение,



Р и с. 3. Зависимость набухания (—) и радиационной пористости (---) от выгорания при 1300 (1), 1600 °С (2)



Р и с. 4. Зависимость набухания (—) и радиационной пористости (---) от температуры при выгорании $1 \cdot 10^{20}$ (1), $2 \cdot 10^{20}$ (2), $4 \cdot 10^{20}$ дел./ см^3 (3)

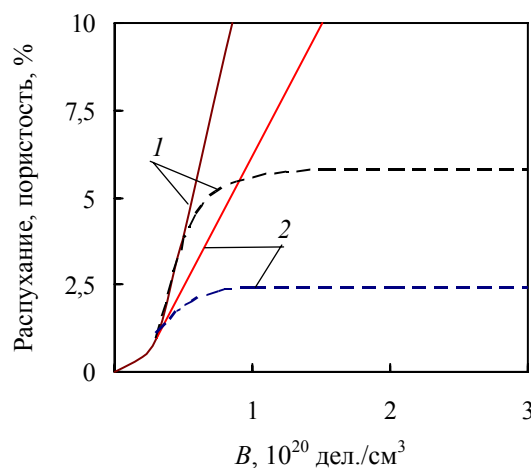


Р и с. 5. Зависимость выхода газообразных продуктов деления от температуры при выгорании $1 \cdot 10^{20}$ (1) и $2 \cdot 10^{20}$ дел./см³ (2)

достигая стационарного уровня, что связано с выходом пузырьков из топлива. Распухание монотонно повышается с температурой (см. рис. 4) при одновременном увеличении газовыделения (см. рис. 5). На температурной зависимости радиационной пористости характерно существование максимума в области 1400—1500 °C, что объясняется проявлением двух процессов: увеличением объема локализованных в топливе пузырьков с ростом температуры в низкотемпературной области и выходом пузырьков при дальнейшем увеличении температуры.

Результаты расчета по каждому показателю радиационного поведения согласуются с реакторными испытаниями диоксида урана при высокой температуре [6]. Из этих результатов следует также, что имеющиеся противоречия данных о высокотемпературном распухании вызваны использованием неприемлемого в этой области температуры показателя распухания, определяемого радиационной пористостью топлива.

На рис. 6 показано влияние структурных изменений, происходящих в топливе. Видно, что зависимость распухания и радиационной пористости от выгорания для диоксида урана с равноосной и столбчатой структурой зерен имеет одинаковый характер. Однако распухание и стационарный уровень пористости примерно в 2 раза ниже для диоксида урана со столбчатой структурой. Этот результат подтвержден последующими ампульными групповыми испытаниями образцов с равноосной и предварительно сформированной столбчатой структурой [3, 7].



Р и с. 6. Зависимость распухания (—) и радиационной пористости (---) от выгорания для диоксида урана с равноосными (1) и столбчатыми зернами (2) при 1700 °C

Модель и компьютерный код SDS. Расчет напряженно-деформированного состояния системы сердечник—оболочка по экспериментально определенной скорости свободного распухания сводится к решению системы уравнений, включающей:

уравнение несжимаемости

$$\xi_r + \xi_\phi + \xi_z = \dot{V}/K,$$

где ξ_r , ξ_ϕ , ξ_z — скорость деформации в радиальном, окружном и осевом направлениях соответственно; $\dot{V} = \Delta V/V \tau^{-1}$ — скорость относительного изменения объема; $K = (4\gamma/d_{\text{гп}}^{\text{кр}} + \sigma)/(4\gamma/d_{\text{гп}}^{\text{кр}} + \sigma_0)$ — коэффициент, учитывающий влияние напряженного состояния сердечника на скорость свободного распухания; σ , σ_0 — сжимающие напряжения в топливе при наличии и отсутствии сдерживающего влияния оболочки [8];

уравнение равновесия

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} = \sigma_\phi - \sigma_r,$$

где σ_r , σ_ϕ — радиальное и окружное напряжение соответственно;

уравнения ползучести

$$\begin{cases} \xi_r - \xi_\phi = \phi (\sigma_r - \sigma_\phi); \\ \xi_\phi - \xi_z = \phi (\sigma_\phi - \sigma_z); \\ \xi_z - \xi_r = \phi (\sigma_z - \sigma_r); \end{cases}$$

$$\tilde{H} = 3^{(n+1)/2} B \tilde{T}^n; \quad \phi = 0,5 \cdot 3^{(n+1)/2} B \tilde{T}^{n-1},$$

где $\tilde{H}$ — интенсивность скоростей деформаций сдвига; $\tilde{T}$ — интенсивность касательных напряжений; B, n — коэффициент и показатель ползучести соответственно.

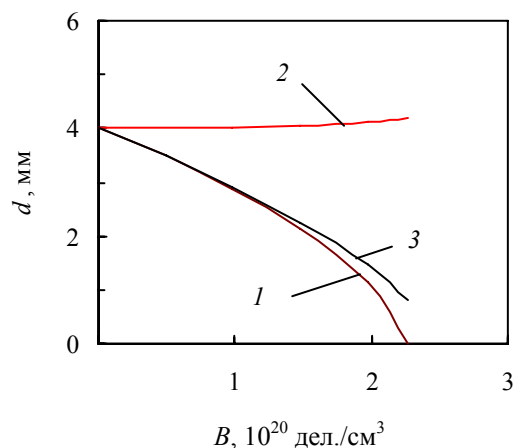
Такая система уравнений записывается соответственно для сердечника и оболочки и решается при следующих граничных условиях: на внешней поверхности оболочки и поверхности центрального канала в топливном сердечнике радиальные напряжения равны действующим на эти поверхности давлениям. На поверхности контакта топлива с оболочкой выполняются условия сшивки: равенство радиальных напряжений и перемещений топлива и оболочки. Для упрощения, а также исходя из определяющей роли диаметральной деформации оболочки в достижении заданного ресурса, задача решается в предположении отсутствия ползучести в осевом направлении твэла ($\xi_z = 0$). Учет лишь деформаций ползучести связан с тем, что при характерных скоростях распухания диоксида урана и высокой рабочей температуре твэла напряжения в сердечнике и оболочке не достигают предела текучести используемых материалов.

В модели учтено изменение во времени исходного размера центрального канала в сердечнике за счет механического взаимодействия распухающего сердечника с оболочкой и выхода пузырьков газообразных продуктов деления после достижения критических размеров на границах зерен. При этом предполагалось, что размер пузырьков и скорость их миграции определяются средними значениями температуры и температурного градиента по радиусу сердечника и, как и в модели BARS, вычисляются по уравнениям (1), (2). Радиационная пористость в сердечнике на текущий момент времени находится по разности объемов образовавшихся и вышедших пузырьков.

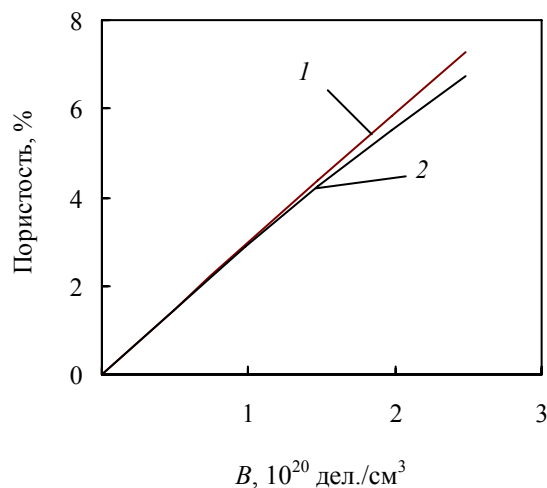
Код SDS тестирован по результатам реакторных испытаний высокотемпературных вентилируемых твэлов термоэмиссионных ЯЭУ.

Результаты расчета с помощью кода SDS.

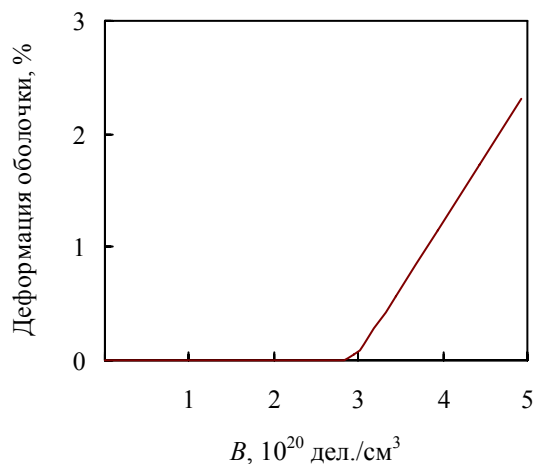
Расчеты проведены для вентилируемого твэла диаметром 18 мм с толщиной оболочки 1 мм и диаметром центрального канала в сердечнике 4 мм. На рис. 7—9 приведены результаты расчета твэла с вольфрамовой оболочкой, температура которой в расчетном сечении принята равной $T_{06} = 1300$ °С, температура в центре



Р и с. 7. Изменение с выгоранием диаметра центрального канала в топливном сердечнике с вольфрамовой оболочкой при 1300 °С из-за перераспределения распухания (1), выхода пузырьков с газообразными продуктами деления (2), с учетом обоих процессов (3)



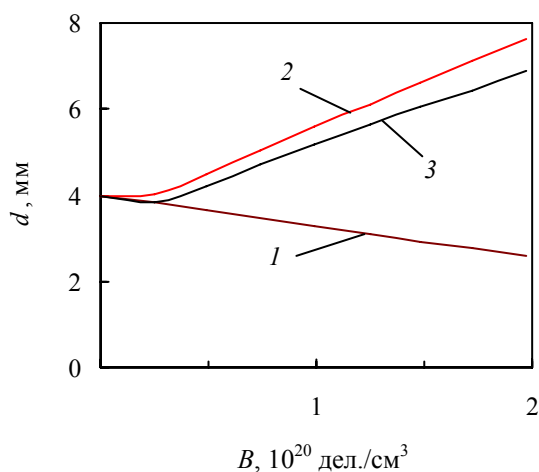
Р и с. 8. Изменение с выгоранием образовавшейся (1) и локализованной в топливном сердечнике радиационной пористости (2) при $T_{06} = 1300$ °С



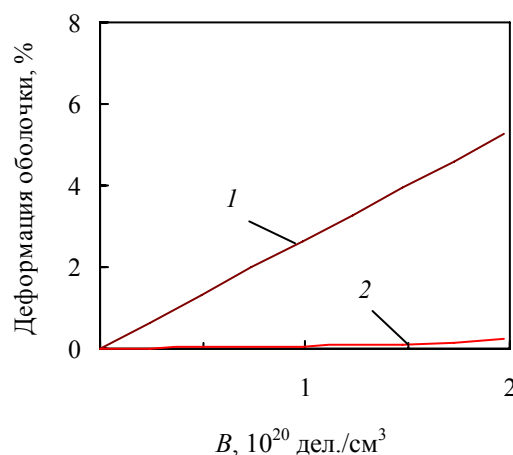
Р и с. 9. Зависимость деформации вольфрамовой оболочки от выгорания при $T_{06} = 1300$ °С

топлива составляет $T_{\text{ц}} \approx 1700^\circ\text{C}$, $F \approx 3 \cdot 10^{12}$ дел./($\text{см}^3 \cdot \text{с}$). Результаты получены для диоксида урана плотностью $\sim 95\%$ теоретической и размером зерен ~ 10 мкм. Видно, что при данных условиях эксплуатации радиационная пористость локализуется в топливе (см. рис. 8). Поэтому при облучении исходный размер центрального канала в сердечнике уменьшается за счет перераспределения в него распухающего диоксида урана, при выгорании $\sim 3 \cdot 10^{20}$ дел./ см^3 канал почти исчезает (см. рис. 7). В результате при дальнейшем облучении резко увеличивается деформация оболочки (см. рис. 9). Эти результаты коррелируют с экспериментальными данными, согласно которым при температуре облучения менее 1700°C наблюдали заполнение центрального отверстия в сердечнике топливом и дальнейшее резкое увеличение скорости деформации оболочки [9].

На рис. 10, 11 представлены результаты расчета того же твэла при увеличении рабочей температуры на 350°C ($T_{\text{об}} = 1650^\circ\text{C}$, $T_{\text{ц}} = 2065^\circ\text{C}$) при той же скорости выгорания топлива. Как известно [10], при такой температуре исходная структура диоксида урана перестраивается в столбчатую, что существенно снижает скорость ползучести топлива [1]. Видно, что в этом случае в отличие от ранее рассмотренных результатов происходит увеличение центрального канала с ростом глубины выгорания (см. рис. 10, кривая 3), так как размеры канала определяются выходом пузырьков газообразных продуктов деления из топлива. Роль вольфрамо-



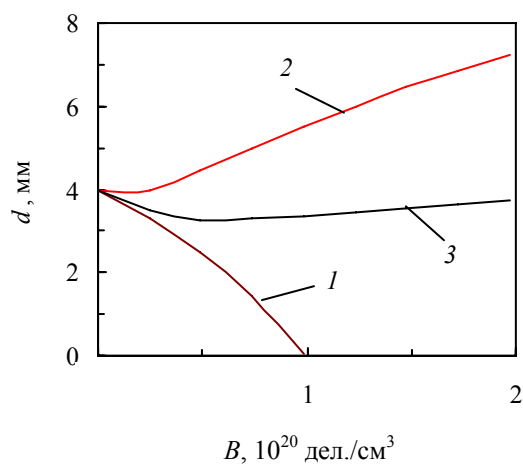
Р и с. 10. Изменение с выгоранием диаметра центрального канала в топливном сердечнике с вольфрамовой оболочкой при $T_{\text{об}} = 1650^\circ\text{C}$ из-за перераспределения оболочки распухания (1), выхода пузырьков с газообразными продуктами деления (2), с учетом обоих процессов (3)



Р и с. 11. Зависимость деформации оболочки из вольфрама (1) и сплава W + Nb (2) при $T_{\text{об}} = 1650^\circ\text{C}$ от выгорания

вой оболочки в перераспределении объема распухающего диоксида урана в центральный канал в данном случае незначительна (см. рис. 10, кривая 1) из-за низкой скорости ползучести диоксида урана со столбчатой структурой. Деформация такой оболочки линейно зависит от глубины выгорания и определяется скоростью распухания диоксида урана (см. рис. 11, кривая 1). Следует отметить, что при температуре оболочки $1650\text{—}1700^\circ\text{C}$ наблюдалось увеличение диаметра центрального отверстия в топливном сердечнике [9]. Изменение наружных размеров образцов при высокой температуре линейно зависело от выгорания.

Стабильность оболочки твэла при указанных температурных режимах может быть обеспечена за счет ее упрочнения. На рис. 11 (кривая 2) и рис. 12 приведены результаты расчетов



Р и с. 12. Изменение с выгоранием диаметра центрального канала в топливном сердечнике с оболочкой из сплава W + Nb при $T_{\text{об}} = 1650^\circ\text{C}$ из-за перераспределения оболочки распухания (1), выхода пузырьков с газообразными продуктами деления (2), с учетом обоих процессов (3)

для твэла с оболочкой из сплава $W + 1,5\%Nb$ по массе, скорость ползучести которого примерно в 10^3 раз ниже скорости ползучести нелегированного вольфрама [11]. Видно, что такая оболочка все увеличение объема, вызванное набуханием диоксида урана, перераспределяет в центральный канал, сохраняя свою стабильность, а вызванное этим процессом уменьшение размера канала компенсируется выходом пузырьков, в результате чего диаметр центрального канала остается неизменным в процессе облучения. Расчеты показали также, что указанное упрочнение материала оболочки наряду с эффективным перераспределением набухания одновременно приводит к снижению скорости свободного набухания диоксида урана примерно в 1,5—2,5 раза.

Заключение. На основе кодов BARS и SDS показано, что при разработке высокотемпературных твэлов и обосновании их работоспособности необходимым количественным показателем набухания диоксида урана, определяющим деформацию оболочки, является изменение внешних размеров топлива, вызванное постоянным образованием и ростом пузырьков газообразных продуктов деления. Набухание увеличивается с выгоранием и температурой при одновременном повышении выхода газообразных продуктов деления из топлива. Радиационная пористость, определяемая объемом находящихся в топливе пузырьков, при $\geq 10^{20}$ дел./см³ устанавливается на стационарном независимо от дальнейшей глубины выгорания уровне. На температурной зависимости этой величины имеется максимум в диапазоне 1400—1500 °С. Эти результаты снимают имеющиеся противоречия относительно влияния глубины выгорания и температуры на набухание, вызванные неправомерным использованием значений радиационной пористости в качестве показателя набухания при высокотемпературном облучении диоксида урана.

Показано также, что скорость набухания диоксида урана со столбчатой структурой зерен примерно в 2 раза ниже скорости набухания диоксида с мелкозернистой равноосной структурой.

Деформация оболочки твэла термоэмиссионного реактора-преобразователя снижается до приемлемых для достижения длительного ресурса (10 лет) значений при использовании

упрочненного монокристаллического сплава $W + 1,5\%Nb$ по массе в сочетании с относительным свободным объемом 20—30% в полости твэла. Достижимый положительный эффект, в основном, обеспечивается эффективным перераспределением объемных изменений диоксида урана, вызванных набуханием, в направлении свободного объема. Имеет место также сопутствующее уменьшение набухания под действием напряженного состояния сердечника, вызванного использованием упрочненного материала оболочки.

Компьютерный код BARS может быть использован для анализа результатов реакторных испытаний топливных образцов, при планировании таких испытаний и для оптимизации структурных параметров диоксида урана. Код SDS, основанный на экспериментальных данных о свободном набухании диоксида урана, предназначен для моделирования ресурсного поведения твэла и оптимизации его конструкции.

Для повышения достоверности получаемых результатов эти коды могут быть использованы совместно с известными моделями [2], которые имеют другие входные данные, связывающие их с экспериментом, и отражают другие аспекты высокотемпературного радиационного поведения диоксида урана и твэлов на его основе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гонтарь А.С., Нелидов М.В., Николаев Ю.В. и др. Конструкционные и топливные материалы твэлов термоэмиссионных ЯЭУ. — Атомная энергия, 2005, т. 99, вып. 5, с. 365—371.
2. Дегальцев Ю.Г., Пономарев-Степной Н.Н., Кузнецов В.Ф. Поведение высокотемпературного ядерного топлива при облучении. М.: Энергоатомиздат, 1987.
3. Гонтарь А.С., Гутник В.С., Зайцев В.А. и др. Способ и результаты сравнительных радиационных испытаний высокотемпературных топливных материалов. Тезисы докл. 4-й отрасл. конф. «Ядерная энергетика в космосе. Материалы. Топливо». Подольск, 1993, с. 81—82.
4. Warner H., Nichols F. A statistical fuel swelling and fission gas release model. — Nucl. Appl. Technol., 1970, v. 9, p. 148—166.
5. Ластман Б. Радиационные явления в двуокиси урана. Пер. с англ. М.: Атомиздат, 1964.
6. Гонтарь А.С., Нелидов М.В. Модель и расчетное исследование набухания UO_2 при высокотемпературном облучении. Тезисы докл. Межд. конф. по радиационному материаловедению. Алушта, 1990, ч. 1, с. 45.
7. Gontar A.S., Gutnik V.S., Nelidov M.V. e.a. Swelling of uranium dioxide and deformation behaviour of the fuel element at high temperature irradiation. — In: Proc. of the 28 Intersociety Energy Conversion Engineering Conf. Atlanta, 1993, v. 1, p. 549—553.

8. Гонтарь А.С., Нелидов М.В., Сотников В.Н., Сенаторова Т.А. Разработка методики расчета напряженно-деформированного состояния эмиттера с учетом влияния его прочности на скорость распухания диоксида урана. — В кн.: Сб. трудов НИИ НПО «Луч» 2000—2002. М., ЦНИИАтоминформ, 2003, с. 34—35.
9. Чабб У., Сторхок В., Келлер Д. Факторы, влияющие на распухание ядерного топлива при высоких температурах. — Атомная техника за рубежом, 1976, № 10, с. 10—21.
10. Olander D. Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements. Technical Information Center Energy Research and Development Administration, USA, 1976.
11. Зубарев П.В., Синцов А.Г. Исследование ползучести монокристаллических сплавов W—Nb, W—Ta и W—Re в диапазоне $(0,5—0,6)T_{пл}$. — Металлы, 1998, № 5, с. 81—84.

Поступила в Редакцию 20.03.07

УДК 621.039.7

ВЫДЕЛЕНИЕ ОБОГАЩЕННОГО ГЕКСАФТОРИДА УРАНА НА ОПЫТНО-ПРОМЫШЛЕННОЙ РЕКТИФИКАЦИОННОЙ УСТАНОВКЕ

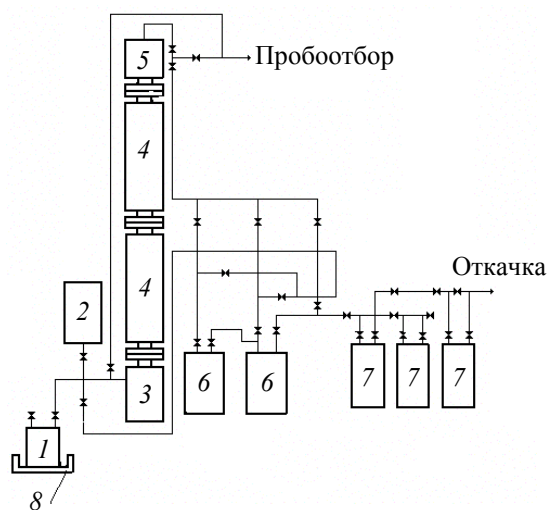
Шубин А.Н., Мичуров В.Д., Мустафаев В.К. (ПО «Электрохимический завод»),
Ежов В.К. (РНЦ «Курчатовский ин-т»)

Эффективная эксплуатация оборудования для разделения изотопов урана и выполнение жестких требований к чистоте товарной продукции невозможны без выведения из технологического цикла примесей, основную долю которых составляют фторид водорода, гексафториды вольфрама и молибдена, летучие фториды кремния, фосфора и хрома, а также летучие органические вещества (фреон-12, CH_2F_2).

В ПО «Электрохимический завод» примеси, выводимые из технологической цепочки, перерабатывали гидрометаллургическим способом. Высокая стоимость переработки единицы продукции, многостадийность процесса и связанные с этим значительные затраты времени заставляли искать иные методы переработки. Кроме того, гидролиз гексафторида урана высокого обогащения опасен возможностью возникновения ядерной реакции, а наличие большого количества фторсодержащих примесей увеличивает потери урана со сбросными растворами.

Исследовательские работы, ранее проведенные в РНЦ «Курчатовский институт», показали высокую эффективность ректификации для очистки гексафторида урана природного изотопного состава от летучих фтористых соединений [1—4]. По этой причине представлялось целесообразным опробовать выделение высокообогащенного гексафторида урана из реальных смесей с помощью ректификации, т.е. изучить возможность замены гидролиза смеси ее ректификационной разгонкой.

Для этой цели в 1971 г. на Электрохимическом заводе была создана и пущена в эксплуатацию опытно-промышленная ректификационная установка периодического действия (см. рисунок). Установка располагалась в двухсекционном боксе из оргстекла. Каждая секция имела свой вентиляционный отсос и систему нагрева воздуха до $60\text{ }^\circ\text{C}$. Воздух, удаляемый из бокса, направляли в цеховую вентиляционную систему. В одной секции бокса располагался коллектор загрузки исходной смеси в куб колонки. Загрузку проводили как по паровой (емкость 1), так и по жидкой фазе (емкость 2). Массу емкостей автоматически контролировали весами 8. В другой секции бокса располагалась насадочная ректификационная колонка периодического действия



Принципиальная схема ректификационной установки периодического действия