

и оболочкой пока еще не изучен. Не установлены факторы, определяющие тип взаимодействия. Однако опыт, накопленный при испытании твэлов с UO_2 в реакторе БОР-60, показывает, что коррозия не препятствует достижению выгораний 10—11 % тяжелых атомов при толщине оболочки 0,3—0,4 мм и температуре 700° С.

Для достижения более глубоких выгораний или увеличения давления осколочных газов (выше 50—60 кг/см²) необходимо изыскивать пути ограничения или полного устранения этого коррозионного взаимодействия, которое при

прочих равных условиях особенно проявляется в случае применения уран-плутониевого окисного горючего [2].

Поступила в Редакцию 28/IV 1975 г.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Головин И. С., Бибилашвили Ю. К., Меньшикова Т. С. «Атомная энергия», 1973, т. 34, вып. 3, с. 147.
2. Головин И. С. и др. Симпозиум МАГАТЭ по горючему и твэлам для быстрых реакторов. Брюссель, 2—6 июля 1973 г., докл. № SM-173/69.

УДК 54:621.039.52.034.6

Прогнозирование работоспособности твэлов с окисным горючим для быстрых натриевых реакторов

ГОЛОВИН И. С., ЛИХАЧЕВ Ю. И.

Основные параметры, определяющие работоспособность твэлов с окисным горючим для быстрых натриевых реакторов

Экономические показатели и эксплуатационная надежность твэлов с окисным горючим для быстрых натриевых реакторов определяют следующие основные параметры конструкции [1, 2]:

1) диаметр и толщина стенки оболочки; 2) эффективная плотность горючего; 3) рабочие температуры оболочки; 4) удельное энерговыделение; 5) глубина выгорания горючего.

Оптимальный диаметр оболочки твэла определяется из двух условий: а) удельное энерговыделение должно быть не ниже экономически целесообразного для данной установки с учетом стоимости всего топливного цикла (оценки могут быть сделаны на основании опубликованных данных [3—5], в случае реактора с окисным горючим минимальное энерговыделение составляет 250 Вт/г [6]); б) максимальная линейная мощность твэла должна быть ограничена с целью избежать расплавления горючего в течение всей выработки с учетом первоначального уплотнения центральных областей сердечника и снижения температуры плавления горючего при выгорании осколков.

Толщина стенки оболочки твэла выбирается таким образом, чтобы значения термических напряжений не превосходили предела упругости стали. В этом случае снимается влияние малоцикловой усталости (переходных режимов работы установки) и релаксации напряжений на

прочностные характеристики стали [2]. Учитывается, что увеличение диаметра твэлов повышает коэффициент внутреннего воспроизводства и снижает издержки на производство. Выбор размеров оболочки твэлов [2] иллюстрируется рис. 1.

Эффективная плотность горючего, размещенного в активном объеме твэла, определяет рабочую температуру сердечника, величину пористости, компенсирующей распухание горючего, а также полезную загрузку горючим и воспроизводящим материалом [3, 7]. Вследствие этого эффективная плотность взаимосвязана с удельным энерговыделением в твэле, температурными режимами оболочки и глубиной выгорания горючего. При конструировании твэлов нами выбирается сравнительно низкая эффективная плотность горючего в сочетании с предельно допустимым удельным энерговыделением, ограниченным температурой центра сердечника (в таблице приведены сравнительные характеристики твэлов некоторых реакторов [1, 3], [7—13]), что позволяет эксплуатировать твэлы при относительно высоких температурах поверхности сердечников и снижает механическую нагрузку на оболочки [1, 3, 7]. При этом используются экспериментальные данные о распухании окисного сердечника, окруженного сдерживающей оболочкой (среднее увеличение объема составляет приблизительно 1 % на 1 % выгорания тяжелых атомов, рис. 2) [14], зависимость объемного распухания от фактической

Сравнительные характеристики твэлов некоторых реакторов

Параметры	Реакторы						
	БОР-60	БН-350	БН-600	«Рапсодия»		«Феникс»	PFR
				первая загрузка	усовершен- ствованная загрузка		
Диаметр и толщина стенки оболочки, мм	6,0 × 0,3	6,4 × 0,35	6,9 × 0,4	6,7 × 0,45	5,1 × 0,4	6,55 × 0,45	5,84 × 0,38
Эффективная плот- ность горючего, % теоретической плот- ности	73,5 ± 9	73,5 ± 9	77,0 ± 8	88—94	85—94	80—85	80
Максимальная ли- нейная мощность, Вт/см	550	430	490—520	390	430	430	480

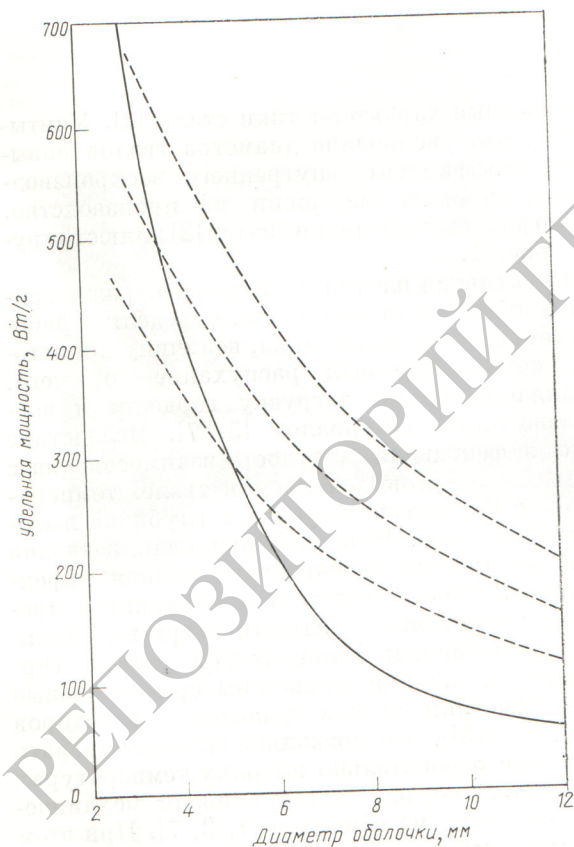


Рис. 1. Выбор оптимальных значений диаметра и толщины оболочки твэлов быстрых реакторов с окисным горючим, имеющим эффективную плотность 80% от теоретической:

— — — нагрузки, при которых термические напряжения в оболочках равны пределу упругости стали ОХ16Н15МЗБ при толщине стенок 0,3; 0,4; 0,5 мм соответственно; — — — нагрузки, приводящие к плавлению центра сердечника (при постоянном тепловыделении по кампании)

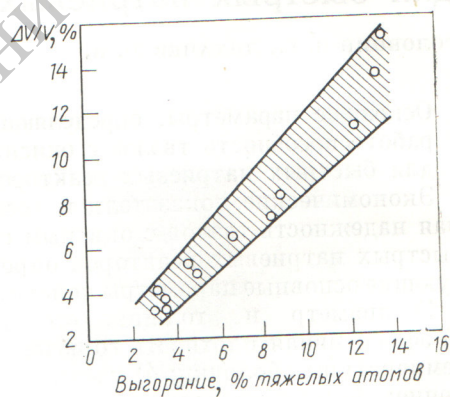


Рис. 2. Зависимость распухания окисного горючего в цилиндрических твэлах от выгорания

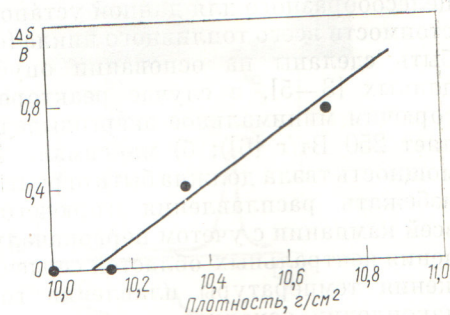
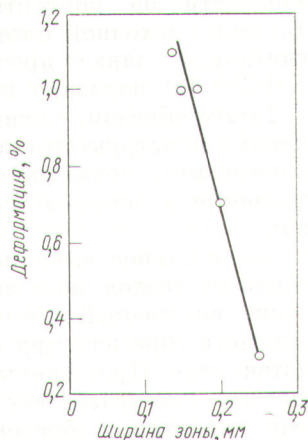


Рис. 3. Зависимость удельного распухания таблеток из UO_2 ($\frac{\Delta S}{B}$) от исходной плотности при линейной нагрузке на твэл 250—410 Вт/см и выгорании 4,2—6,1% тяжелых атомов. $\frac{\Delta S}{B}$ — отношение приращения площади поперечного сечения сердечника (%) к выгоранию (%)

Рис. 4. Зависимость деформации оболочек твэлов от ширины зоны с исходной структурой сердечника из UO_2 при $q_t = 470-485$; $B = 10,3\%$ тяжелых атомов; $T_{обл} = 550^\circ C$



исходной плотности материала сердечника (рис. 3) [15] и учитывается снижение температуры плавления горючего на $150-200^\circ C$ при накоплении осколков ~ 100 кг/т горючего [16].

На практике снижение распухания сердечника и уменьшение диаметральной деформации

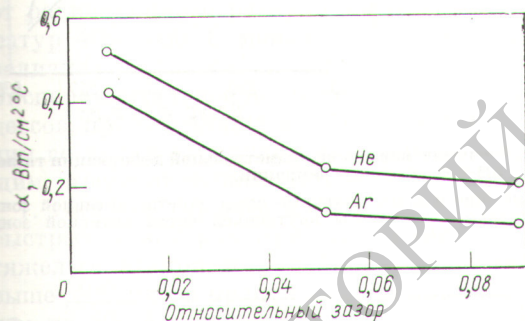


Рис. 5. Влияние начального относительного диаметрального зазора и среды внутри твэла на контактную теплопроводность α

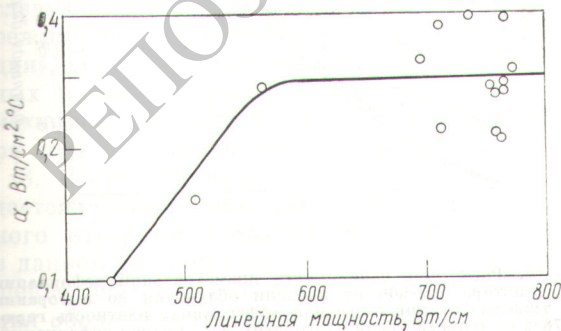


Рис. 6. Влияние линейной мощности на контактную теплопроводность при относительном зазоре 0,0523

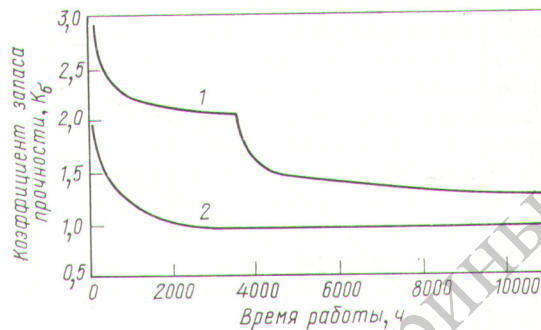


Рис. 7. Влияние исходной плотности таблеток на запас прочности оболочек твэла БН-600:

1, 2 — плотность таблеток 95; 98—100% от теоретической соответственно (время до разрушения стали уменьшено в 100 раз)

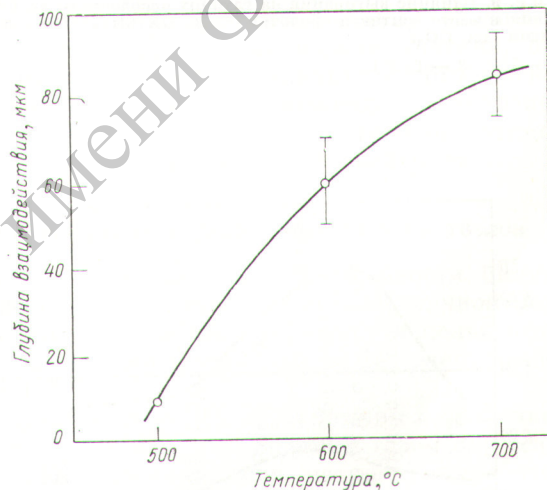
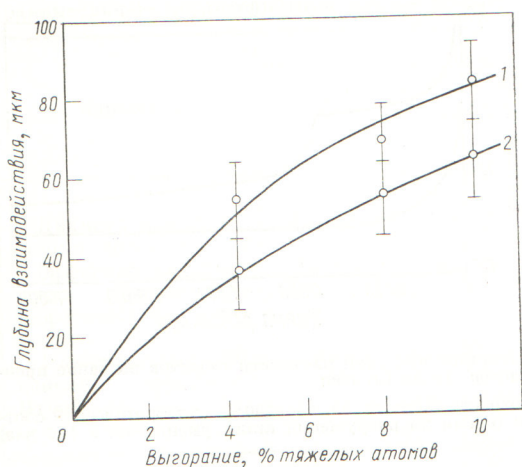


Рис. 8. Влияние температуры на глубину осколочного взаимодействия в месте контакта оболочки (сталь ОХ16Н15МЗБ) с сердечником из UO_2 при выгорании 10,3% тяжелых атомов

твэла достигается следующими путями:

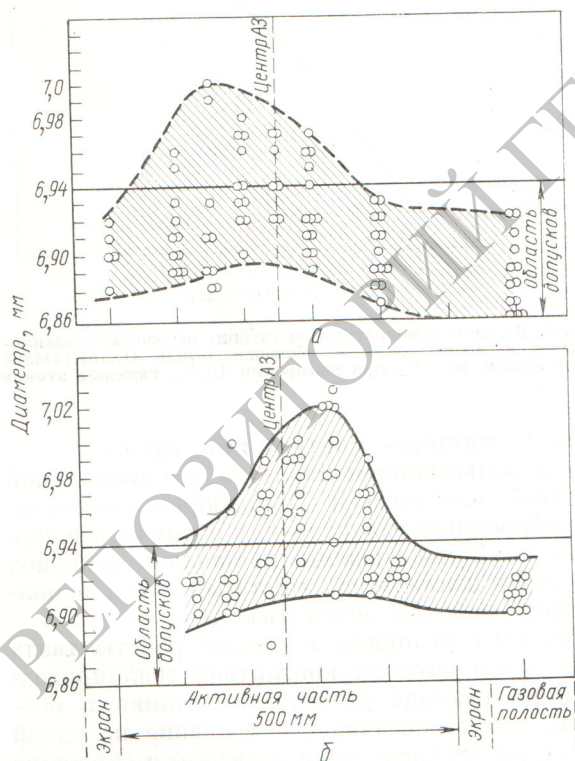
1) использованием таблеток с оптимальной исходной плотностью; 2) подбором оптимального сборочного зазора между оболочкой и сердечником; 3) поддержанием в начальный период облучения достаточной чистоты гелия, заполняющего рабочий объем твэла.

При этих условиях в начале работы твэла имеет место высокая контактная теплопроводность на границе раздела сердечника и оболочки, что обеспечивает сохранение исходной структуры внешнего слоя горючего и снижение диаметральной деформации, как это следует из рис. 4 [8]. На рис. 5 и 6 приведены экспериментальные данные о влиянии исходного относительного зазора, среды в твэле и линейной



Р и с. 9. Влияние выгорания на глубину осколочного взаимодействия в месте контакта оболочки (сталь ОХ16Н15МЗБ) с сердечником из UO_2 :

1 — 700; 2 — 600° С



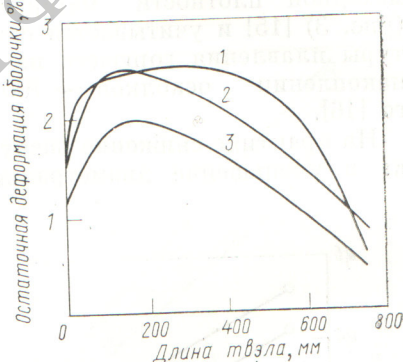
Р и с. 10. Изменение диаметальной деформации по длине твэла БН-600 при облучении в реакторе БОР-60 до выгорания:

а — 8%; б — 10,3% тяжелых атомов. Разброс деформаций построен обмером твэлов одного пакета

мощности на контактную теплопроводность. Влияние исходной плотности таблеток на рассчитанный запас прочности оболочек твэла БН-600 [2] показано на рис. 7.

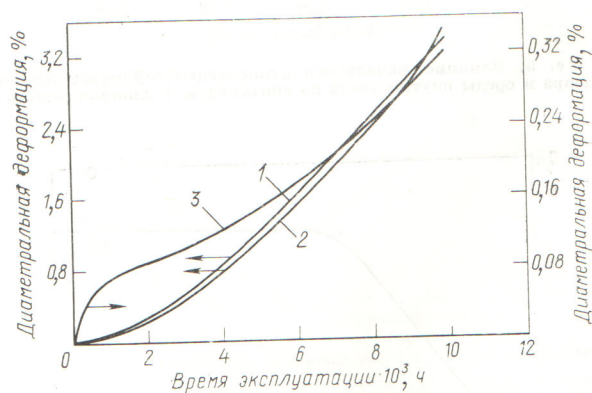
Таким образом, уменьшение допусков на основные конструкторские характеристики — реальный путь повышения эксплуатационной надежности и экономической эффективности твэлов.

Значительное влияние на работоспособность оболочек твэлов оказывает осколочное повреждение внутренней поверхности в присутствии окисного горючего при высоком окислительном потенциале. Проведенные исследования показали, что взаимодействие носит межкристаллитный характер с образованием слоя продуктов



Р и с. 11. Расчетное изменение диаметальной деформации твэлов реактора БН-600 к концу кампании:

1, 2 — внешние и промежуточные ряды пакетов активной зоны соответственно; 3 — пакеты внутренней части активной зоны



Р и с. 12. Расчетная зависимость диаметальной деформации твэла реактора БН-600 от времени облучения до выгорания 8,5% тяжелых атомов (исходная эффективная плотность горючего 78% от теоретической плотности): 1 — полная деформация; 2, 3 — деформация вследствие радиационного распухания стали и тепловой ползучести, ускоренной облучением соответственно

коррозии по мере развития процесса. Осколочное взаимодействие проявляется при температуре 500°C и испытывает тенденцию к насыщению по мере образования слоя коррозии, рис. 8 и 9 [8]. В экспериментах глубина взаимодействия не превышала 110 мкм (выгорание 10,3 % тяжелых атомов, температура 700°C). Локальное осколочное взаимодействие обнаруживается приблизительно в 40 % исследованных твэлов. Следовательно, повышение требований к чистоте материала сердечника (содержание углерода, влаги и т. д.), точное соблюдение заданного стехиометрического состава и обеспечение воспроизводимости свойств горючего может предупредить или существенно снизить коррозию.

В целом картина процессов, развивающихся в окисном твэле во время его эксплуатации, достаточно сложна. В связи с существенным перепадом температур по длине оболочки твэла, а также наличием термического и радиационного разупрочнения горючего и конструкционных материалов, эта картина неодинакова на различных участках по длине твэла и изменяется во времени. Иллюстрацией может служить распределение диаметральной деформации твэлов по длине, представленное на рис. 10 [8] и 11 [2]. При этом вклад в общую деформацию от радиационного распухания в области температур $400\text{--}500^{\circ}\text{C}$ может составлять заметную величину, как это следует из рис. 12 [8]. Экспериментальное исследование основных процессов, происходящих в твэлах с окисным горючим во время эксплуатации, привело к следующим представлениям [1]:

1. Окисное горючее в охлаждаемых натрием быстрых реакторах при выгорании свыше 3 % тяжелых атомов и линейной мощности твэла выше 400 Вт/см практически полностью (более чем на 80 %) освобождается от газовых осколков.

2. Окисный сердечник твэла в нестационарном режиме подвержен образованию трещин с последующим их заживлением в стационарном режиме по механизму «испарение — конденсация», если линейная мощность у твэлов реальных размеров превышает 350 Вт/см. Этот же механизм приводит к снижению исходного зазора при нестационарных режимах.

3. Рекристаллизация сердечника сопровождается образованием или увеличением центрального отверстия. При возрастании выгорания в данном сечении твэла происходит либо уменьшение центрального отверстия, либо деформация оболочки, что определяется сдерживающей способностью оболочки.

4. Распухание горючего наряду с газовым давлением вызывает силовое нагружение оболочки. Это нагружение создается наружными слоями сердечника, если их температура ниже $930\text{--}950^{\circ}\text{C}$. При более высоких температурах внешнего слоя керамическое горючее разупрочняется и деформируется к оси твэла. Объемное распухание окисного сердечника $\sim 1\%$ на 1 % выгорания тяжелых атомов, причем вклад «твердого» распухания не превышает 0,4 об. %. Наличие исходной пористости в прочном внешнем слое сердечника частично снижает силовое нагружение.

5. Радиационные распухание и ползучесть материала оболочек существенно влияют на силовое нагружение.

6. Коррозионное повреждение оболочки осколками деления может быть учтено введением поправки при расчете на толщину оболочки. Построены динамические модели явлений, послужившие основой для аналитического прогнозирования эксплуатационной надежности твэлов при выгорании не менее 10 % тяжелых атомов и флюенса нейтронов $\sim 10^{23}$ нейтр./см².

Основы расчета работоспособности твэлов

При определении работоспособности цилиндрических герметичных твэлов различной конструкции в заданных условиях используются две модели совместной работы горючего и оболочки [17].

Газовая модель. Между горючим и оболочкой существует зазор, заполненный газом или жидким металлом (например, натрием) в рабочем интервале температур. В этом случае в оболочке твэла могут наблюдаться: 1) напряжения от давления теплоносителя и газообразных продуктов деления, вышедших из горючего в компенсационный объем; 2) напряжения, вызванные неоднородными переменными во времени тепловыми полями (стационарные и нестационарные режимы работы реактора); 3) напряжения от неоднородного по окружности и толщине оболочки радиационного распухания стали.

В быстрых энергетических реакторах давление жидкометаллического теплоносителя невелико (до 10 ат) и мало сказывается на работоспособность твэла. При большом давлении теплоносителя (например, газоохлаждаемый или водоохлаждаемый реакторы) появляется опасность потери устойчивости оболочки твэла и необходимо учитывать: 1) начальную овальность оболочки; 2) влияние неоднородного распухания материала оболочки; 3) возможность

схлопывания компенсационного объема с образованием продольного гофра на участках, где оболочка опирается на сердечник горючего; 4) возможность необратимого удлинения оболочки при расхолаживании реактора (осевой «храповик») [17, 20].

Контактная модель. Предполагается, что с некоторого момента времени оболочка и сердечник горючего контактируют между собой, и поэтому кроме указанных выше нагрузок оболочке приходится сдерживать еще и давление распухающего горючего. Время исчезновения зазора между сердечником и оболочкой определяется процессом переноса массы с образованием трех структурных зон и полости в центре таблетки горючего.

При расхолаживании реактора окисное горючее UO_2 или $(UPu)O_2$, для которого характерны высокие радиальные температурные градиенты, растрескивается и поэтому не тянет за собой оболочку, даже если горючее и оболочка диффузионно свариваются во время стационарного режима работы реактора. Предполагается, что при последующем подъеме мощности реактора в горючем восстанавливаются прежние сжимающие напряжения.

При использовании карбидного или металлического горючего, которое не растрескивается при расхолаживании реактора, в оболочке, если она жестко связана с сердечником, могут происходить односторонние или реверсивные пластические деформации. В этом случае может оказаться, что работоспособность твэла определяется малоцикловой усталостью материала оболочки. Это следует учитывать при проектировании, согласовывая тепловые расширения горючего и оболочки.

Для выяснения кинетики изменения напряженного и деформированного состояния оболочки твэла при неизотермическом нагружении (стационарные и, особенно, переходные режимы работы реактора) в условиях облучения с учетом «мгновенных» пластических и вязких деформаций используется метод переменных параметров упругости [17—19].

В теориях ползучести и пластического течения облучаемого тела обычно предполагаются: 1) упругие изменения объема; 2) пропорциональность девиатора напряжений и девиатора приращений пластических и вязких (в случае ползучести) деформаций; 3) инвариантность к виду напряженного состояния зависимости интенсивности напряжения от интенсивности скоростей пластических деформаций и деформаций ползучести. Предполагается существова-

ние поверхности пластического течения облученного тела:

$$f(\sigma_i, T, \varepsilon_i^p, H^p) = 0, \quad (1)$$

где $\sigma_i = \sqrt{3/2 S_{ij} S_{ij}}$ — интенсивность напряжения ($S_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma$); T — температура;

$\varepsilon_i^p = \int d\varepsilon_i^p$ — накопленная пластическая деформация (параметр Одквиста), причем $d\varepsilon_i^p =$

$= \sqrt{2/3} d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p$; H^p — параметр, определяющий влияние облучения на процесс пластического деформирования. В простейшем случае H^p равно интегральному потоку нейтронов с энергией, превышающей некоторую пороговую энергию E_0 . Зависимость (1) может быть найдена по набору кривых растяжения при различных температурах, полученных из кратковременных испытаний образцов, облученных до определенных уровней радиационного повреждения при рабочих температурах.

Влияние облучения на процесс деформации ползучести учитывается добавлением к тепловой ползучести составляющей радиационной ползучести

$$\xi_i^c = \xi_{iT}^c + \xi_{iH}^c, \quad (2)$$

где $\xi_{iT}^c = A(t) e^{-\frac{Q}{RT}} \sigma_i^n$ — интенсивность скорости тепловой ползучести, $\xi_{iH}^c = B(t) \bar{E} \phi \sigma_i$ — интенсивность скорости радиационной ползучести; R — газовая постоянная; $A(t)$ — функция времени; $B(T)$ — слабая функция температуры; $\bar{E}$ — средняя энергия нейтронов; ϕ — плотность общего потока нейтронов с энергией $E > 0$; Q — энергия активации.

Отметим, что указанные гипотезы, хорошо подтверждающиеся для необлученных материалов (испытания тонкостенных трубок), совершенно не проверены экспериментально в условиях облучения.

При испытаниях на кручение с растяжением трубчатых образцов из стали аустенитного класса X16H15M3B в реакторе СМ-2 при температуре 650°С и потоках быстрых и тепловых нейтронов $3,7 \cdot 10^{14}$ и $3,3 \cdot 10^4$ нейтр./ $(\text{см}^{-2} \text{ с}^{-1})$, соответственно было показано [21], что функция

$\dot{\gamma}_0^c = f(\tau_0)$ зависит от вида напряженного состояния (рис. 13). Здесь $\dot{\gamma}_0^c = 2\xi_i^c$ и $\tau_0 = \frac{\sqrt{2}}{3} \sigma_i$ — октаэдрическая скорость сдвиговой деформации ползучести и октаэдрическое касательное напряжение соответственно. Учет нагруженного неконсервативного изменения объема при ползучести [22] может приблизить кривую 2 к кривой 1, но кривая 3 при этом почти

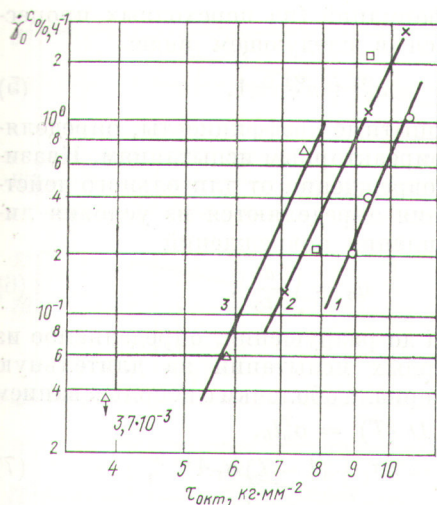


Рис. 13. Зависимость октаэдрической скорости сдвиговой деформации ползучести от октаэдрического касательного напряжения для различных плоских напряженных состояний $K = \frac{\sigma_1}{\sigma_3}$; $\psi = \sigma/\sigma_i$:

□ — $K = \infty$, $\psi = 0,333$; ○ — $K = -1$; $\psi = 0$; △ — $K = -1,5$; $\psi = 0,076$; × — $K = -3,3$; $\psi = 0,295$

не изменит своего положения. Приведенный факт указывает на необходимость развития работ по изучению в условиях реактора закономерностей деформирования при плоском напряженном состоянии.

При применении метода переменных параметров упругости задача сводится к рассмотрению анизотропного упругого тела с переменными параметрами упругости и дополнительными деформациями. Процесс нагружения оболочки разбивается (по времени) на ряд малых этапов, и для каждого этапа определяются приращение компонентов напряжения и деформации, для чего используются уравнения равновесия, совместности деформаций, граничные условия и физические зависимости:

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_x &= \langle c_{11} \rangle \Delta \sigma_x + \langle c_{12} \rangle \Delta \sigma_y + \dots \\ &\dots + \langle \varphi_{xT} \rangle \Delta T + \langle \varphi_{xH} \rangle \Delta H^p + \\ &\dots + \langle \varphi_{xc} \rangle \Delta t + 1/3 \Delta S, \end{aligned} \quad (3)$$

где параметры упругости имеют вид $c_{11} = \frac{1}{E} + \frac{3F_\sigma}{2\sigma_i}(\sigma_x - \sigma)^2$; $c_{12} = -\frac{\mu}{E} + \frac{3F_\sigma}{2\sigma_i}(\sigma_x - \sigma) \times (\sigma_y - \sigma)$, а функции дополнительных деформаций выражаются так:

$$\varphi_{xT} = \frac{d(\alpha T)}{dT} - \frac{1}{E^2} [\sigma_x - \mu(\sigma_y + \sigma_z)] \frac{dE}{dT} -$$

$$- \frac{1}{E} (\sigma_y + \sigma_z) \frac{d\mu}{dT} + F_T (\sigma_x - \sigma);$$

$$\varphi_{xH} = F_H (\sigma_x - \sigma); \quad \varphi_{xc} = F_c (\sigma_x - \sigma).$$

Функции пластичности для активного нагружения имеют вид

$$F_\sigma = \frac{3}{2\sigma_i} \left(\frac{1}{E_K} - \frac{1}{E} \right);$$

$$F_T = \frac{3}{2\sigma_i} \left(\beta + \frac{1}{E^2} \frac{dE}{dT} \sigma_i \right);$$

$$F_H = \frac{3}{2\sigma_i} \gamma,$$

а для разгрузки и нейтрального нагружения $F_\sigma = F_T = F_H = 0$.

Коэффициенты $\frac{1}{E_K} = \frac{\partial \varepsilon_0}{\partial \sigma_0}$; $\beta = \frac{\partial \varepsilon_0}{\partial T}$ и $\gamma = \frac{\partial \varepsilon_0}{\partial H}$ можно легко найти, если известна зависимость $\varepsilon_0 = \varepsilon_0(\sigma_0, T, H^p)$ по совокупности кривых растяжения при различных T и H^p ; ε_0 и σ_0 — деформация и напряжение одноосного растяжения

и функция ползучести $F_c = \frac{3}{2} \frac{\xi_i^c}{\sigma_i}$. Приращение распухания материала оболочки ΔS находится по известным эмпирическим зависимостям вида [23]:

$$S = A(T)(\Phi)^{\lambda(T)}, \quad (4)$$

где $\Phi = \int \varphi dt$ — интегральный поток нейтронов с $E > 0,1$ МэВ (или число смещений на атом). Из проблем, связанных с распуханием стали, знание которых в значительной мере определяет правильность прогнозирования работоспособности твэлов, обсуждению которых следовало бы уделить внимание, укажем следующие: 1) экстраполяция распухания на большие интегральные потоки быстрых нейтронов до $3 \cdot 10^{23}$ нейтр./см² (с $E > 0,1$ МэВ) и возможные эффекты насыщения распухания; 2) влияние холодной деформации и напряжений; 3) влияние переходных режимов работы реактора — внезапное изменение температуры облучения или интенсивности потока нейтронов. Для каждого этапа нагружения решаются системы уравнений для анизотропного упругого тела и определяются приросты компонентов напряжения с использованием их значений в конце предыдущего этапа, причем параметры упругости уточняются методом последовательных приближений [17].

Неоднородность температуры по периметру оболочки центральных твэлов тепловыделяющей сборки, как правило, невелика ($T_{\max} - T_{\min} < 15^\circ \text{C}$ [24, 25]) и для указанных твэлов задача считается осесимметричной. Оболочка

предполагается тонкостенной, а деформация твэла считается плоской, так как осевые градиенты температурных и нейтронных полей обычно невелики, при этом отдельные сечения твэла можно рассматривать независимо.

Для газовой модели численно решается система, состоящая из физических зависимостей, условий равновесия и совместности деформаций, записанных для оболочки. Для контактной модели указанная система дополняется физическими зависимостями, уравнениями равновесия и совместности деформаций горючего, а также условиями сшивки (для окисного горючего учитываются три структурные зоны).

Неравномерность распределения температуры по периметру особенно существенна для пристеночных и угловых твэлов. Изучению окружной неравномерности температурных полей твэла посвящено большое число экспериментальных (для моделей тепловыделяющих сборок) и теоретических работ [23—25]. Отметим, что неравномерное распределение температуры по периметру существенно влияет на работоспособность твэла при больших дозах быстрых нейтронов, поскольку неравномерное по окружности распухание стали в условиях стесненной деформации твэла (вследствие малых зазоров) вызывает дополнительные напряжения в оболочке.

Искривление твэла в пределах допусков на размеры обычно во много раз меньше свободных искривлений оболочки, вызванных окружной неравномерностью температуры и распуханием стали, поэтому можно ось оболочки считать прямой и независимо рассматривать отдельные сечения твэла. Для оболочки твэла используются физические зависимости, уравнения равновесия и совместности деформаций, полученные из моментной теории анизотропной тонкой цилиндрической оболочки [26]. Для контактной модели дополнительно учитываются физические зависимости, уравнения равновесия и совместности деформаций горючего и условия сшивки, причем горючее считается симметрично деформированным. Функции температуры представляются рядами Фурье, что позволяет получить простые алгоритмы численного решения систем уравнений [17, 27].

Зная кинетику напряженно-деформированного состояния твэла в процессе работы реактора, можно провести оценку его работоспособности. В общем случае повреждаемость материала оболочки с учетом длительного действия меняющихся напряжений при высоких температурах (на стационарном режиме) и реверсивных пла-

стических деформаций (на переходных процессах) запишется в следующем виде:

$$a_{\sigma}^{\alpha_1} + a_N^{\alpha_2} = 1, \quad (5)$$

где α_1, α_2 — опытные коэффициенты, определяемые по внутриреакторным испытаниям. Квазистатические повреждения от длительного действия напряжения определяются из условия линейного накопления повреждений

$$a_{\sigma} = \int \frac{dt}{t_b}, \quad (6)$$

где t_b — время до разрушения, определяемое из внутриреакторных испытаний на длительную прочность материала оболочки с использованием зависимости $D(T) = \sigma_3^{\gamma} t_b$,

$$\sigma_3 = \chi \sigma_i + (1 - \chi) \sigma_1 A^{1-\beta}, \quad (7)$$

где $\beta = 3(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \sigma_i^{-1}$, A и χ — опытные константы.

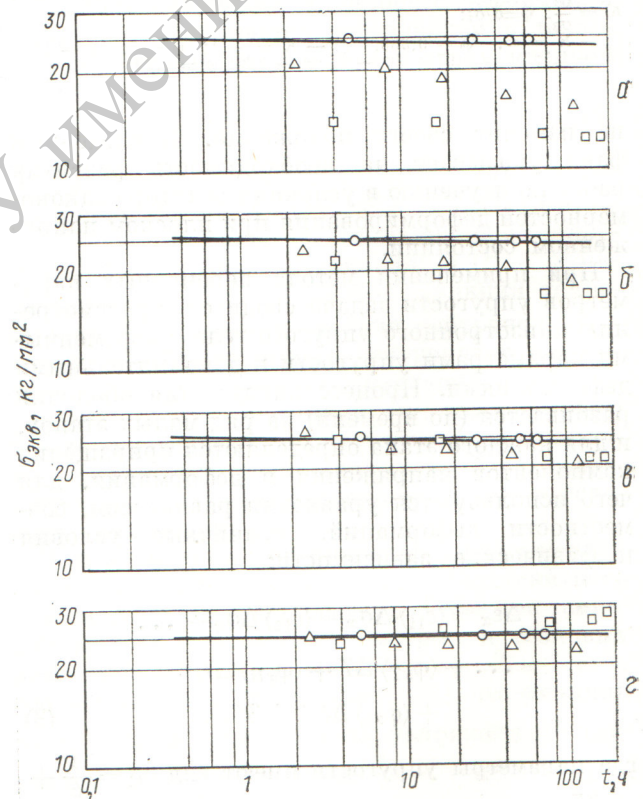
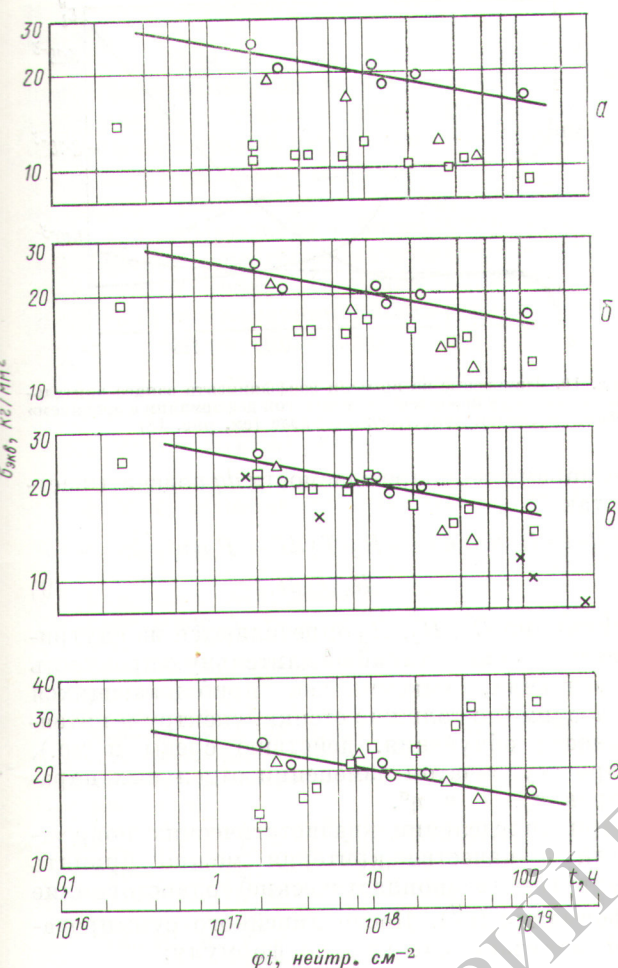


Рис. 14. Результаты испытаний на длительную прочность трубок из необлученной стали X16N15M3B при плоских напряженных состояниях, выраженные с помощью различных эквивалентных напряжений:

$$a - \sigma_{\text{эКВ}} = \sigma; \quad б - \sigma_{\text{эКВ}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_i}{2}; \quad в - \sigma_{\text{эКВ}} = \sigma_i, \quad \sigma_i = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_3 + \sigma_3^2};$$

$$г - \sigma_{\text{эКВ}} = \chi \sigma_i + (1 - \chi) \sigma_1 A^{1-\beta};$$

О, □, △ — $\sigma_1/\sigma_3 = \infty; -1; -3,3$ соответственно



Р и с. 15. Результаты внутриреакторных испытаний на длительную прочность трубок из стали X16H15M3B (обозначения те же, как на рис. 14; × — 1,5)

Здесь σ_3 — эквивалентное напряжение, характеризующее процесс разрушения при сложном напряженном состоянии. Обычно в качестве эквивалентного напряжения используется максимальное главное напряжение (σ_1), интенсивность напряжений (σ_i) или некоторая совокупность их, например, критерий В. П. Сдобырева [28] $\sigma_3 = \frac{\sigma_1 + \sigma_i}{2}$ или обобщенный критерий А. А. Лебедева [29, 30]. Отметим, что критерий А. А. Лебедева хорошо согласуется с экспериментальными данными [для необлученных мате-

риалов. Изучение на установках «Нейтрон» в условиях реактора СМ-2 длительной прочности стали аустенитного класса X16H15M3B при плоском

напряженном состоянии (кручение с растяжением тонкостенных трубок) показало [31, 32], что ни один из известных критериев не описывает с достаточной точностью процесс разрушения облучаемого материала, как это видно из рис. 14 и 15. Причем напряженное состояние может существенно изменить время до разрушения (рис. 16). В работе [33] предложен новый критерий длительной прочности облучаемой аустенитной стали

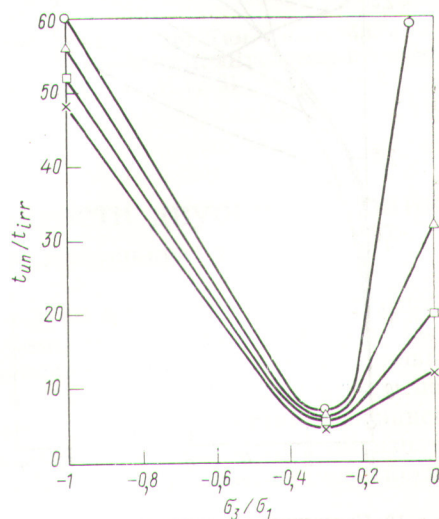
$$\sigma_3 = [f_1(\beta) + f_2(\beta) \lg t] (\sigma_i - \sigma_1) + \sigma_1,$$

где $\beta = \arctg \left| \frac{\sigma_3}{\sigma_1} \right|$ — параметр, характеризующий вид напряженного состояния, и для выяснения функции f_1 и f_2 нужны результаты испытаний трех видов напряженного состояния. Использование критерия В. Н. Киселевского показано на рис. 17.

Если деформирование при остановках реактора ограничено пределами упругости, то усталостными повреждениями материала оболочки можно пренебречь и, используя выражение (6), можно получить следующее выражение условного коэффициента запаса прочности по напряжениям:

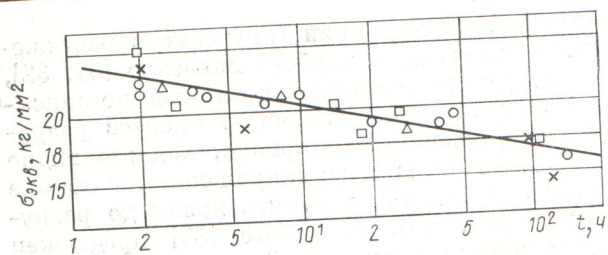
$$K_\sigma = \left[\int_0^t \frac{Da_0 dt}{\sigma_3^\gamma} \right]^{1/\gamma}, \quad (7a)$$

где a_0 — опытный коэффициент повреждаемости. Как известно, закон линейного суммиро-



Р и с. 16. Влияние вида напряженного состояния на относительное время до разрушения при длительных внутриреакторных испытаниях трубок из стали X16H15M3B при различных σ_i , кг·мм⁻²:

○ — 22,7; △ — 23; □ — 23,3; × — 23,5



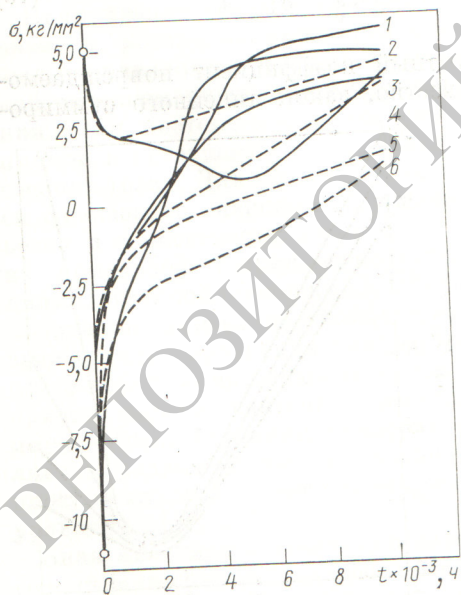
Р и с. 17. Результаты внутриреакторных испытаний на длительную прочность трубок из стали X16N15M3B при различных видах напряжений, выраженные с помощью критерия В. Н. Киселевского (обозначения те же, как на рис. 14; $\times$ — 1,5)

вания повреждений (6) зачастую не выполняется, особенно для тонкостенных конструкций, к которым относится оболочка твэла [34].

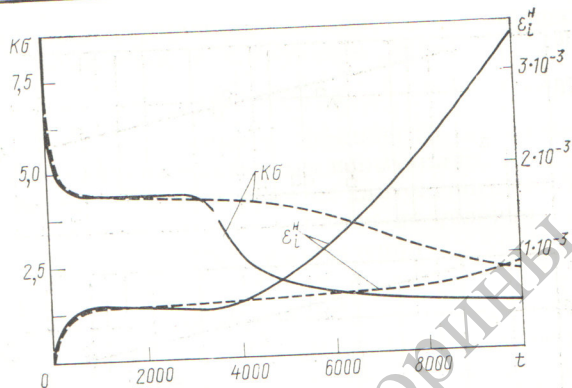
В этих случаях следует использовать зависимость теории нелинейного накопления повреждений, например следующее кинетическое уравнение:

$$\frac{da_\sigma}{dt} = f(\delta, \sigma_0, T, \eta^\sigma, H^\sigma, a_\sigma, q), \quad (8)$$

где δ — толщина оболочки; η^σ и H^σ — интенсивность накопления и количество радиационных дефектов, которые определяют влияние облучения на длительную прочность. Прираще-



Р и с. 18. Изменение во времени осевых и окружных напряжений в «горячем» сечении оболочки пристеночного твэла быстрого энергетического реактора:
1, 2, 5, 6 — $\sigma_z Z = 0,5; -0,5; 0,5; -0,5$; 3, 4 — $\sigma_\theta Z = 0,5; -0,5$ соответственно; пунктир — без учета распухания, сплошные линии — с учетом распухания стали



Р и с. 19. Изменение во времени коэффициента запаса длительной прочности и накопленной неупругой деформации в «горячем» сечении оболочки пристеночного твэла (см. рис. 18)

ние параметра повреждаемости dq подсчитывается так:

$$dq = R_1(\sigma_0) d\sigma_0 + R_2(T) dT + R_3(\eta^\sigma) d\eta^\sigma + R_4(t) dt. \quad (9)$$

Функции R_1, R_2, R_3 определяются из внутриреакторных испытаний на длительную прочность в условиях, максимально приближающихся к рабочим (по толщине стенки, спектру и интенсивности облучения, действию среды и др.), и при ступенчатом изменении отдельных параметров σ_0, T и η^σ .

При определении квазистатических повреждений в качестве критерия можно принять неупругие (вязкопластические) односторонние деформации (ϵ_i^H). После линейного суммирования получаем следующую формулу:

$$a_\epsilon = \int_{\epsilon_{ic}^H} \frac{d\epsilon_{ic}^H}{\epsilon_{B\eta}^H} + \int_{\epsilon_{in}^H} \frac{d\epsilon_{in}^H}{\epsilon_{BH}^H}, \quad (10)$$

где $\epsilon_{B\eta}^H(T, \zeta_i^H, \eta^\sigma)$ и $\epsilon_{BH}^H(T, \zeta_i^H, H^\sigma)$ — разрушающие неупругие деформации, полученные соответственно из длительных внутриреакторных испытаний и кратковременных испытаний с заданной скоростью деформирования ζ_i^H -образцов, облученных до определенного уровня радиационных повреждений H^σ . Здесь ϵ_{ic}^H и ϵ_{in}^H — интенсивности деформаций, накопленные соответственно на длительных стационарных режимах и за кратковременные переходные режимы работы реактора. Возможно также линейное суммирование повреждений от деформирования аналогично уравнению (8).

Усталостные повреждения включают малоцикловую усталость от реверсивных пластических деформаций при теплосменах и многоцикловую

усталость, например, от вибрационных нагрузок.

На рис. 18 и 19 показано полученное расчетным путем изменение во времени напряжений, коэффициента запаса длительной прочности (K_G) и накопленной неупругой деформации (ε^H) в оболочке пристеночного твэла (окружное отклонение температуры $\sim 50^\circ\text{C}$), откуда следует, что неравномерное по окружности распухание стали существенно сказывается на работоспособности твэла. Большое влияние может оказать также неравномерность распухания стали по толщине оболочки.

Поступила в Редакцию 4/V 1975 г.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Головин И. С., Бибилашвили О. К., Меньшикова Т. С. «Атомная энергия», 1973, т. 34, вып. 3, с. 147.
2. Головин И. С. В сб.: Труды симп. МАГАТЭ по твэлам и топливу для быстрых реакторов. Брюссель, 2—6 июля 1973, докл. № 173/69.
3. Лейпунский А. И. и др. IV Женевск. конф., 1971, докл. № 49/709.
4. Орлов В. В., Троянов М. Ф., Лыткин В. Б. «Атомная энергия», 1971, т. 30, вып. 2, с. 170.
5. Казачковский О. Д. и др. Там же, с. 174.
6. Лейпунский А. И. и др. В сб.: Труды симп. СЭВ «Состояние работ по созданию АЭС с реакторами на быстрых нейтронах». Т. 1. Обнинск, изд. ФЭИ, 1967, с. 151.
7. Головин И. С. и др. [4], с. 216.
8. Головин И. С. и др. Англо-советский симп., 1975.
9. Holmes J. [2], докл. 173/54.
10. Ratier J. [2], докл. 173/9.
11. Bailly H. [2], докл. 173/74.
12. Eickhoff K. e. a. [2], докл. 173/64.
13. Anselin F., Mercier C. Доклад на франко-советском симпозиуме. Кадараш, 1970.
14. Казачковский О. Д. и др. В сб.: Труды симп. СЭВ «Состояние работ по созданию АЭС с реакторами на быстрых нейтронах». Т. 2, Обнинск, изд. ФЭИ, 1967, с. 425.
15. Лебедев И. Г. и др. Препринт П-166, НИИАР, 1972.
16. Котельников Р. В. и др. Високотемпературное ядерное топливо. М., Атомиздат, 1969, с. 87.
17. Лихачев Ю. И., Пупко В. Я. Прочность тепловыделяющих элементов ядерных реакторов. М., Атомиздат, 1975.
18. Биргер И. А. «Изв. АН СССР Сер. Механика», 1965, № 2, с. 113.
19. Биргер И. А., Демьянушко И. В. «Механика твердого тела», 1968, № 6, с. 70.
20. Лихачев Ю. И., Попов В. В. «Атомная энергия», 1972, т. 32, вып. 1, с. 3.
21. Киселевский В. Н. и др. Доклад на Всесоюзном совещании «Радиационные эффекты изменения механических свойств конструкционных материалов и методы их исследования». ИНИ АН УССР, Киев, 1974.
22. Gilbert E., Straalsund I. «Nucl. Engng and Design», 1970, v. 12, p. 424.
23. Субботин В. И. и др. III Женевск. конф., 1964, докл. № 328.
24. Жидкие металлы, М., Атомиздат, 1967, с. 137.
25. Ушаков П. А. и др. «Атомная энергия», 1962, т. 13, вып. 2, с. 162.
26. Биргер И. А. Круглые пластинки и оболочки вращения. М., Оборонгиз, 1961.
27. Лихачев Ю. И., Прошкин А. А., Щербаков Ж. Н. «Атомная энергия», [4], с. 206.
28. Слободянов В. П. «Изв. АН СССР. Механика и машиностроение», 1959, № 6, с. 93.
29. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Сопротивление материалов деформированию и разрушению при сложном напряженном состоянии. Киев «Наукова думка», 1969.
30. Лебедев А. А., Ковальчук Б. И. «Проблемы прочности», 1970, № 8, с. 12.
31. Киселевский В. Н. и др. «Проблемы прочности», 1974, № 9, с. 39.
32. Киселевский В. Н. и др. «Проблемы прочности», 1974, № 12, с. 48.
33. Киселевский В. Н. и др. Там же, с. 48.
34. Куров В. Д., Токарев В. Д. «Проблемы прочности», 1969, № 2; 1970, № 1, с. 31.

УДК 620.179.16:621.039

Внутрореакторные измерения модуля упругости двуокиси урана

БАРАНОВ В. М., БИБИЛАШВИЛИ Ю. К., ГОЛОВИН И. С., КАКУРИН В. Н., МЕНЬШИКОВА Т. С., МИЛОСЕРДИН Ю. В., РИМАШЕВСКИЙ А. В.

Измерение модуля упругости позволяет получить ценные сведения о прочности, степени дефектности и происходящих изменениях решетки материала. Знание этой характеристики материала имеет большое значение и при инженерных расчетах. Наибольший научный и практический интерес представляет определение модуля упругости непосредственно в процессе облучения, однако возникающие экспериментальные трудности обычно вынуждают ограничиться послерадиационными измерениями.

В связи с этим проводится изучение ультразвуковым спектроскопическим методом [1, 2] свойств делящихся материалов в условиях реакторного облучения. В основу метода положена зависимость характеристик резонансных ультразвуковых колебаний малых образцов от свойств материала и их изменения под действием внешних факторов.

Принцип работы аппаратуры для измерения модуля упругости материалов при облучении в одном из центральных вертикальных экспери-