

- ском научно-исследовательском институте технической физики. — Успехи физ. наук, 2006, т. 176, № 10, с. 1110—1119.
6. Гаранин С.Г. Мощные лазеры и их применение в исследованиях физики высоких плотностей энергии. — Там же, 2011, т. 181, № 4, с. 434—441.
 7. Lindl J., Landen O., Edwards J. e.a. Review of the National ignition campaign 2009—2012. — Phys. Plasmas, 2014, v. 21, № 2, p. 1—162.
 8. Басс Л.П., Волощенко А.М., Гермогенова Т.А. Методы дискретных ординат в задачах о переносе излучения. М., ИПМ им. М.В. Келдыша АН СССР, 1986.
 9. Четверушкин Б.Н. Математическое моделирование задач динамики излучающего газа. М.: Наука, 1985. 304 с.
 10. Гусев В.Ю., Козманов М.Ю., Рачилов Е.Б. Метод решения неявных разностных уравнений, аппроксимирующих системы уравнений переноса и диффузии излучения. — Журн. высшей мат. и мат. физики, 1984, т. 24, № 12, с. 1842—1849.
 11. Гусев В.Ю., Завьялов В.В., Козманов М.Ю. Об ускорении сходимости итераций для системы переноса теплового излучения в кинетическом приближении. — Вопросы атомной науки и техники. Сер. Математическое моделирование физических процессов, 2003, вып. 2, с. 21—27.
 12. Завьялов В.В., Шестаков А.А. Выделение диагонального элемента для ускорения итераций в многогрупповом кинетическом приближении при расчете теплопереноса. — Математическое моделирование, 2010, т. 22, № 2, с. 93—104.
 13. Завьялов В.В. Об улучшении сходимости метода выделения диагонального элемента для задач переноса теплового излучения с рассеянием. — Там же, 2013, т. 25, № 4, с. 74—82.
 14. Fleck J., Cummings J. An implicit Monte Carlo scheme for calculating time and frequency dependent nonlinear radiation transport. — J. Computational Phys., 1971, v. 8, p. 313—342.
 15. Трощев В.Е., Трощев Ю.В. Монотонные разностные схемы с весом для уравнения переноса в плоском слое. — Математическое моделирование, 2003, т. 15, № 1, с. 3—13.

Поступила в Редакцию 15.01.14

УДК 621.039.546

РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ ОБОЛОЧЕК ТВЭЛОВ ВВЭР В УСЛОВИЯХ ПЕРВОЙ СТАДИИ АВАРИИ С ПОТЕРЕЙ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

*Игнатъев Д.Н., Солдаткин Д.М., Мокрушин А.А. (НИИ НПО «Луч», г. Подольск, Московская обл.),
Лошманов Л.П., Костюхина А.В. (НИЯУ МИФИ, г. Москва)*

Одним из важных условий эксплуатации является обоснование безопасности АЭС в аварийных режимах. В качестве наиболее крупной рассматривается авария с начальным событием — мгновенным разрывом трубопровода большого диаметра на входе в реактор. Ее температурный режим характеризуется двумя пиками — первая и вторая стадии [1]. В ходе аварии давление теплоносителя снижается в течение 15—20 с от 16 до ~1 МПа. Внутреннее давление в твэле почти не изменяется и составляет около 2—5 МПа [2]. При этом температура оболочки увеличивается в течение примерно 5—10 с и может достигнуть 1000—1100 °С. Начиная с 5-й секунды наблюдается значительное снижение интенсивности нагрева, затем температуры со скоростью 20—100 °С/с (окончание первой стадии) [2—5]. Температура возрастает за счет остаточного энерговыделения и накопленного в топливе тепла в условиях ухудшившегося теплоотвода. Температура на первой ста-

дии аварии длительностью 15—20 с снижается в результате залива активной зоны водой из емкостей САОЗ. Конкретный температурно-силовой сценарий аварии зависит от параметров реакторной установки в исходном состоянии: тепловая мощность реактора, температура теплоносителя на входе в реактор, давление теплоносителя, расход теплоносителя через реактор и др. [5]. Таким образом, можно описать некоторую обобщенную схему температурно-силового воздействия на твэл режима первой стадии аварии с потерей теплоносителя — длительность до 20 с, максимальная температура оболочек твэлов до 1100 °С, перепад давления твэл—контур изменяется во времени и зависит от конкретного сценария — может быть отрицательным, положительным, менять знак.

В зависимости от сочетания условий температурно-силового нагружения твэла на первой стадии аварии могут наблюдаться обжатие оболочки топлива, ее раздутие и разгерметизация

[2]. Кроме того, максимальная температура на первой стадии аварии может превосходить максимальную температуру оболочки на второй стадии более чем на 100 °С, т.е. деформация и, возможно, разгерметизация для некоторых сценариев аварий происходят на первой стадии. Оценка числа разгерметизированных в аварии твэлов является важной для прогнозирования радиационных последствий [6].

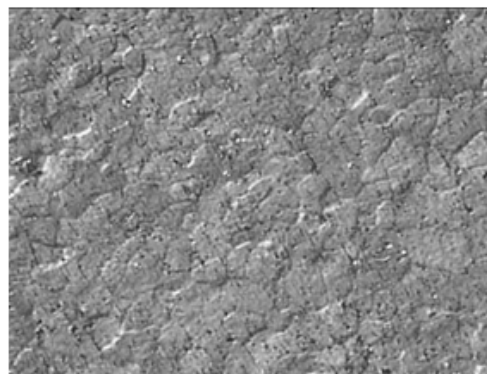
Цель настоящей работы — исследование термомеханического поведения одиночных имитаторов твэлов при совокупном воздействии на них условий протекания первой стадии проектной аварии ВВЭР. Данная задача может быть решена с использованием стенда ПАРАМЕТР, созданного в НИИ НПО «Луч» для интегральных исследований коррозионного и термомеханического поведения необлученных твэлов в аварийных условиях [1, 2, 6, 7]. Испытания могут проводиться с одиночными имитаторами, а также с модельными ТВС.

Стенд ПАРАМЕТР предназначен для интегральных экспериментов с одиночными имитаторами твэлов, а также модельными ТВС типа ВВЭР/PWR в условиях первой и второй стадий аварии с потерей теплоносителя. Результаты экспериментов используются для верификации расчетных термомеханических и теплогидравлических кодов. Эксперименты на стенде ПАРАМЕТР более информативны и менее затратны по сравнению с реакторными исследованиями. Например, при испытаниях на стенде ПАРАМЕТР каждый твэл имеет датчик внутреннего давления, система термометрирования ТВС может включать в себя до 150 термпар. В экспериментах также контролируется температура теплоизоляции, теплоносителя на входе и выходе из активной части ТВС, расход теплоносителя, выход водорода и др.

При испытаниях, описанных в настоящей работе, температуру оболочки имитатора твэла регистрировали термоэлектрическими преобразователями с неизолированным спаем ДТПК (ХА). Термоэлектроды закрепляли на оболочке контактной сваркой. Изменение внутреннего давления в твэле и внешнего давления в процессе испытаний контролировали датчиками давления типа ДТ-100, -200.

Испытания проведены в специальном рабочем участке, разработанном для испытаний при большом давлении (до 20 МПа).

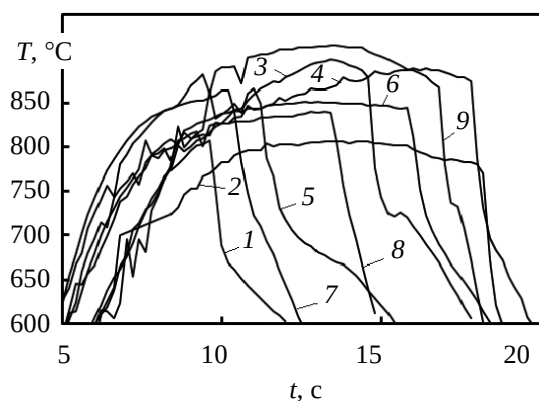
В работе использовали штатные оболочки твэлов ВВЭР из сплава Э-110 на электролитической основе. Сплав Э-110 состоит из циркония и ниобия, содержание ниобия может варьировать от 0,95 до 1,05% по массе [8]. Основные примеси, влияющие на механические свойства сплава, — железо концентрацией 0,006—0,012% по массе и кислород концентрацией до 0,1% по массе. Оболочки твэлов имеют текстуру $(0001)\pm 30\text{--}40^\circ R\text{--}T <11\bar{2}0>$. Это означает, что базисные нормали отклонены преимущественно на угол 30—40° от радиуса оболочки в тангенциальном направлении, с осью трубы совпадают нормали $<11\bar{2}0>$ [9, 10, 11]. В работах [8, 11—13] исследована структура сплава. Материал находится в полностью рекристаллизованном состоянии и состоит из равноосных α -Zr-зерен г.п.у. размером 3—6 мкм, внутри которых равномерно распределены мелкодисперсные частицы второй фазы (β -Nb, о.ц.к.) размером 40—50 нм с содержанием 85—90% по массе ниобия (рис. 1). Содержание ниобия в α -Zr-матрице составляет примерно 0,5% по массе. Концентрация частиц второй фазы равна $(0,5\text{--}2,5)10^{19}\text{ м}^{-3}$. Параметры решетки a , c , полученные в результате рентгеноструктурных исследований, составляют 0,3231 и 0,5147 нм соответственно. Примесный состав сплава регламентируется техническими условиями [14]. Механические свойства в исходном состоянии при комнатной температуре определены авторами настоящей статьи по результатам механических испытаний



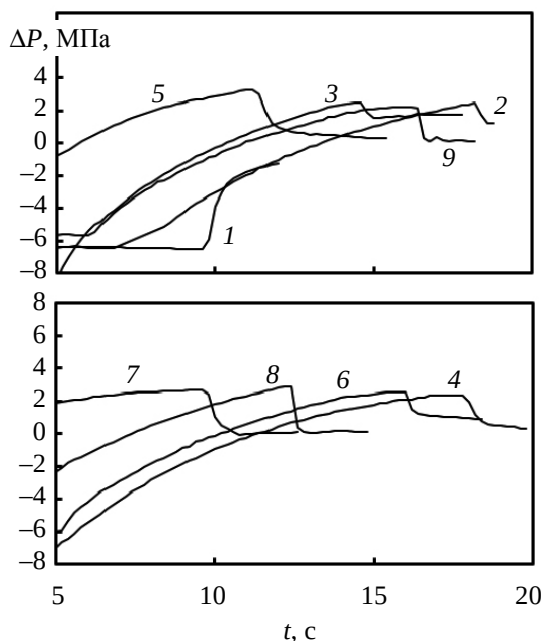
Р и с. 1. Микроструктура исходной оболочки из сплава Э-110

кольцевых образцов на растяжение (тангенциальное направление) при скорости перемещения захвата разрывной машины 1 мм/мин — условный предел текучести 310 МПа, предел прочности 360 МПа, относительное остаточное сужение 69%.

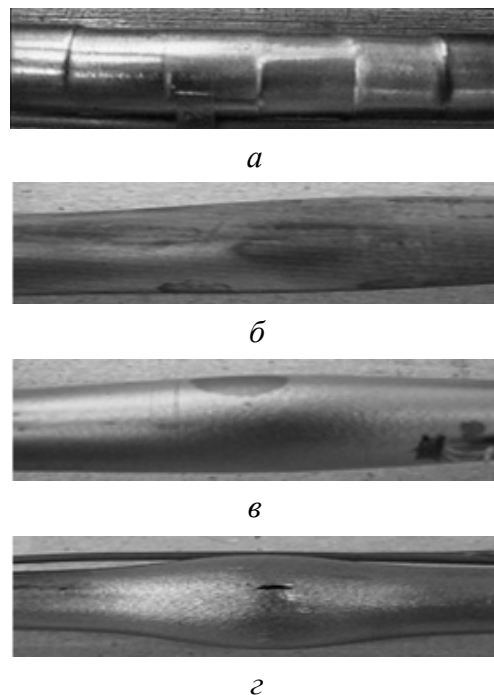
Результаты экспериментов. В девяти экспериментах в зависимости от сочетания температурно-силовых параметров нагружения, а именно температуры оболочки и перепада давления получены отрицательные деформации оболочек (обжатие топлива оболочкой), малые 5—10%, большие деформации 20—30% без разгерметизации оболочки, разгерметизация оболочки при деформации более 40% (рис. 2—4, табл. 1).



Р и с. 2. Зависимость температуры оболочки в горячем сечении от времени: 1—9 — эксперимент 1—9 соответственно



Р и с. 3. Зависимость перепада давления от времени: 1—9 — эксперимент 1—9 соответственно



Р и с. 4. Внешний вид оболочек твэлов после испытаний: а — отрицательные деформации оболочек — обжатие топлива оболочкой; б — малые деформации 5—10%; в — большие деформации 20—30% без разгерметизации оболочки; г — разгерметизация оболочки при деформациях более 40%

Т а б л и ц а 1. Результаты экспериментов и расчетного моделирования

Номер эксперимента	Эксперимент			Расчет		
	τ, с	ε, %	$\dot{\epsilon}$, с ⁻¹	τ, с	ε, %	$\dot{\epsilon}$, с ⁻¹
1	—	Обжатие	—	—	Обжатие	—
2	—	0	0	—	0	0
3	—	28	$7 \cdot 10^{-2}$	14,7	100	$12 \cdot 10^{-2}$
4	—	25	$4 \cdot 10^{-2}$	17,3	100	$8 \cdot 10^{-2}$
5	—	20	$4 \cdot 10^{-2}$	—	12	$3 \cdot 10^{-2}$
6	—	19	$4 \cdot 10^{-2}$	15,9	100	$7 \cdot 10^{-2}$
7	9,6	46	$2 \cdot 10^{-1}$	9,1	100	$2 \cdot 10^{-1}$
8	12,4	67	$2 \cdot 10^{-1}$	12,4	100	$3 \cdot 10^{-1}$
9	16,4	85	$2 \cdot 10^{-1}$	16,5	100	$3 \cdot 10^{-1}$

Анализ показал, что на деформацию оболочки оказывают влияние скорость роста температуры и перепада давления на оболочке, их максимальное значение и время нахождения оболочки при максимальной температуре.

Полученные результаты легли в основу расчетного моделирования, целью которого являлась верификация модели деформации оболочки

твэла в условиях температуры и интенсивности деформации, характерных для начальной стадии аварии с потерей теплоносителя. Деформацию рассчитывали в предположении, что оболочка тонкостенная и деформируется под действием тангенциального напряжения. Факт разгерметизации оболочки постулирован по достижении окружной деформации 100%. Зависимость напряжения течения σ от основных параметров деформации — температуры T , пластической деформации ϵ , скорости деформации $\dot{\epsilon}$ и времени τ записана в виде [15]

$$\sigma(\epsilon, T, \dot{\epsilon}, \tau) = [1 - \beta(T, \tau)] \sigma_{T\alpha}(T, \dot{\epsilon}) Z_{\epsilon\alpha}(\epsilon, \dot{\epsilon}, T) + \beta(T, \tau) \sigma_{T\beta}(T, \dot{\epsilon}) Z_{\epsilon\beta}(\epsilon, \dot{\epsilon}, T), \quad (1)$$

где $\sigma(T, \epsilon, \dot{\epsilon}, \tau)$ — напряжение течения двухфазного сплава; $\sigma_{T\alpha}(T, \dot{\epsilon})$, $\sigma_{T\beta}(T, \dot{\epsilon})$ — предел текучести α -, β -фазы; $Z_{\epsilon\alpha}(\epsilon, \dot{\epsilon}, T)$, $Z_{\epsilon\beta}(\epsilon, \dot{\epsilon}, T)$ — множители, учитывающие деформационное упрочнение α -, β -фазы; $\beta(T, \tau)$ — зависимость концентрации β -фазы в сплаве от температуры и времени [15, 16]. В соответствии с данными [16] напряжение течения в α -области описывается уравнением

$$\sigma_{m\alpha}(T, \dot{\epsilon}) Z_{\epsilon\alpha}(T, \dot{\epsilon}, \epsilon) = C_1 \exp(C_2 T) (\dot{\epsilon}/0,0001)^{C_3 + C_4 T} \times (\epsilon/0,002)^{C_{10} + C_{11} T + C_{12} \ln(\dot{\epsilon}/0,0001) + C_{13} T \ln(\dot{\epsilon}/0,0001)}. \quad (2)$$

Напряжение течения в β -области описывается формулой

$$\sigma_{m\beta}(T, \dot{\epsilon}) Z_{\epsilon\beta}(T, \dot{\epsilon}, \epsilon) = C_{1\beta} \exp(C_{2\beta} T) \times (\dot{\epsilon}/0,0001)^{C_{3\beta}} (\epsilon/0,002)^{C_{4\beta}}, \quad (3)$$

где C_i — константы.

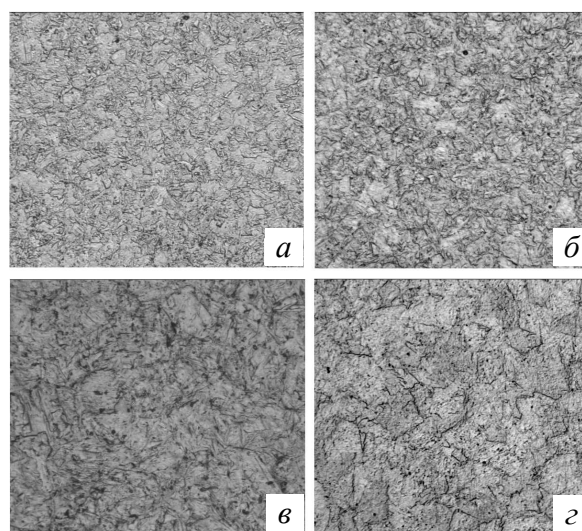
В качестве параметров сравнения использовали время разгерметизации и скорость деформации. Расчеты показали хорошую предсказательную способность модели (см. табл. 1). Ее наличие необходимо для предтестовых расчетов деформации оболочек имитаторов твэлов. Предтестовые расчеты в комплексе с априорными теплогидравлическими расчетами рабочего участка стенда ПАРАМЕТР важны для выбора параметров работы систем управления стендом для достижения заранее заданных условий тем-

пературно-силового нагружения имитаторов твэлов [16].

Затем были проведены посттестовые исследования оболочек имитаторов.

Микроструктурные исследования показали, что в результате воздействия температурного режима первой стадии аварии с потерей теплоносителя (закалка из $\alpha+\beta$ - или β -области) материал оболочки претерпевает мартенситные превращения (рис. 5). Кроме того, происходит рост зерна с увеличением максимальной температуры режима. Эти данные коррелируют с ранними исследованиями [6].

Механические свойства сплава Э-110 после экспериментов определены по испытаниям кольцевых образцов на растяжение (тангенциальное направление) при комнатной температуре для скорости перемещения захвата разрывной машины 1 мм/мин. В табл. 2 приведены результаты исследования зависимости механических свойств — условного предела текучести $\sigma_{0,2}$, предела прочности σ_b , истинного сопротивления разрыву S_k , относительного остаточного сужения Ψ от максимальной температуры оболочки в эксперименте $T_{\max}$ и деформации в месте отбора образца ϵ . Из испытаний следует, что на первой стадии аварии с потерей теплоносителя происходит упрочнение материала исследованных оболочек при значительном снижении пластичности, что согласуется с данными работы [17].



Р и с. 5. Микроструктура материала оболочек после испытаний: а, б, в, г — эксперимент 2, 7, 4, 9, максимальная температура 805, 864, 889, 915 °С соответственно

Таблица 2. Механические свойства материала после испытаний

$T_{\max}$, °C	ϵ , %	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	S_k , МПа	Ψ , %
0	0	310	360	770	69
805	0	370	420	915	63,9
805	0	360	439	1045	62,3
851	4,2	376	416	1227	70,8
851	7,1	362	422	877	67,5
851	9,9	353	410	821	58,9
851	14	351	411	787	55,9
851	19,6	357	411	745	55,1
864	7	398	435	1101	68,1
864	7	392	435	1142	67,6
864	7,3	402	449	1071	64,8
864	14,3	373	437	873	59,3
864	14,5	391	445	918	57,6
864	16	391	444	857	56,1
889	0,7	378	426	1250	78,6
889	8,1	400	441	947	61,6
889	11,6	394	445	913	60,5
889	11,8	369	444	897	60,6
889	23,7	365	412	771	51,2
915	3,2	389	429	963	71,4
915	15,1	378	429	821	60,7
915	23,1	374	415	742	55,5
915	23,9	363	420	703	54,4
915	24,1	367	415	791	53,4

Полученные данные свидетельствуют о том, что вне зависимости от деформации оболочки твэла в результате температурного воздействия на первой стадии аварии сплав Э-110 упрочняется и теряет пластичность, что может повлиять на его поведение во второй стадии аварии.

Заключение. В результате экспериментов отработана методика интегральных испытаний имитаторов твэлов ВВЭР в условиях первой стадии аварии с потерей теплоносителя на стенде ПАРАМЕТР. Расчетно-методическое обеспечение экспериментов позволяет проводить исследования в заранее определенных условиях.

Экспериментами показано влияние сочетаний температурно-силовых условий (факторов) первой стадии аварии на термомеханическое поведение оболочек твэлов из сплава Э-110. Процесс деформации оболочек в условиях первой стадии аварии достаточно сложен и опреде-

ляется кинетикой температурно-силового воздействия. В частности, существенную роль играют скорость роста температуры, перепада давления на оболочке и их максимальное значение, время нахождения оболочки при максимальной температуре. Исследованиями показана эффективность экспериментов на имитаторах твэлов для определения параметров, характеризующих условия деформации и разгерметизации оболочек твэлов в условиях первой стадии аварии.

Материаловедческие исследования показали, что при температуре, характерной для первой стадии аварии, материал оболочки претерпевает мартенситное превращение с ростом зерна. Изменения микроструктуры влияют на прочность и пластичность сплава Э-110, рассматриваемые на примере условного предела текучести, предела прочности, истинного сопротивления разрыву и относительного остаточного сужения.

Результаты исследований могут быть использованы для прогнозирования термомеханического и коррозионного поведения оболочек как на первой, так и второй стадии аварии, а также для корректной оценки числа разгерметизированных твэлов в аварии.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Fedotov P.V., Nechaeva O.A., Novikov V.V. The corrosion behaviour of Э-110 sponge based alloy under LOCA conditions VVER-2007. — In: Proc. on Intern. Top. Meeting of Czech Nuclear Society and European Nuclear Society. Prague, October 2007, p. 327—331.
2. Novikov V.V., Medvedev A.V., Salatov A.V. Substantiation of VVER fuel safety in design basis accidents experimental support. — In: Proc. of Intern. Meeting on LWR Fuel Performance on Nuclear Fuel: Addressing the Future. Spain, 2006, p. 482—487.
3. Каретников Г.В., Богданов А.С., Безруков Ю.А. и др. Исследование поведения оболочек твэлов в условиях начальной стадии аварии с течью из первого контура. — В сб.: 2-я Рос. конф. «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». Подольск, 2001, с. 30—31.
4. Лошманов Л.П., Федотов П.В., Салатов А.В. и др. Модернизация установки ИД-10 для проведения термических обработок оболочек твэлов по температурному режиму первой стадии аварии с потерей теплоносителя. — В сб.: Физико-технические проблемы нетрадиционной энергетики и мощная импульсная электрофизика.

- Физико-технические проблемы ядерной энергетики. Т. 8. М.: МИФИ, 2005, с. 172—173.
5. Спассков В.П., Драгунов Ю.Г., Рыжов С.Б. и др. Расчетное обоснование теплогидравлических характеристик реактора и РУ ВВЭР. М.: ИКЦ «Академкнига», 2004. 340 с.
 6. Fedotov P.V., Goncharov A.A., Kumachev A.V. Estimation of water-water energy reactor fuel rod failure in design basis accidents. — In: Proc. of the Water Reactor Fuel Performance Meeting. Kyoto, 2—6 October, 2005, p. 835—837.
 7. Bibilashvili Yu., Sokolov N., Salatov A. Experimental researches and modeling of WWER fuel rod behaviour in LOCA conditions using RAPTA-5 code. — In: Proc. of the Third Intern. Sem. on WWER Fuel Performance Modelling and Experimental Support. Bulgaria, 4—8 October, 1999, p. 221—228.
 8. Никулина А.В. Цирконий-ниобиевые сплавы для элементов активных зон реакторов с водой под давлением. — Металловедение и термическая обработка металлов, 2003, № 8, с. 7—13.
 9. Алымов М.И., Ермолаев Г.Н., Прасолов П.Ф. Механизмы пластической деформации текстурированного сплава Zr—1%Nb в интервале температур 77—550 К. — В сб.: Прочность материалов и элементов конструкций атомных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1987, с. 86—91.
 10. Перлович Ю.А., Грехов М.М., Исаенкова М.Г. и др. Изменение структуры и текстуры в объеме оболочечных труб из сплавов на основе циркония при ионно-плазменной обработке поверхности. — Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение, 2004, № 3, с. 59—65.
 11. Zuev L.B., Zavodchikov S.Y., Poletika T.M. Phase composition, structure, and plastic deformation localization in Zr—1%Nb alloys. — J. ASTM Intern., 2006, v. 3, № 1, p. 264—274.
 12. Shishov V.N., Nikulina A.V., Markelov V.A. Influence of neutron irradiation on dislocation structure and phase composition of Zr-base alloys. — In: Proc. of 11th Intern. Symp. ASTM Zirconium in the Nuclear Industry, 1996, p. 603—622.
 13. Шишов В.Н. Закономерности и механизмы формирования микроструктуры сплавов Zr—Nb—(Fe—Sn—O) и ее эволюции при нейтронном облучении. Дис. на соискание ученой степени д-ра техн. наук. ВНИИНМ, 2012.
 14. Fedotov P.V., Nechaeva O.A., Salatov A.V. Universal model of Zr-alloys plastic straining under VVER design basis accident condition. — In: Proc. of 6 Intern. Conf. on WWER Fuel Performance, Modelling and Experimental Support. Bulgaria, 2005, 19—23 September, p. 529—548.
 15. Федотов П.В., Лошманов Л.П., Костюхина А.В. Деформирование сплава Э-110 в α -области. — Деформация и разрушение материалов, 2013, № 2, с. 29—35.
 16. Deniskin V., Konstantinov V., Nalivaev V. Test facility simulation of WWER fuel rods behaviour under initial stage of LB LOCA. — In: Proc. of 4 Intern. Conf. on WWER Fuel Performance, Modelling and Experimental Support. Bulgaria, 29 September — 3 October, 2003, p. 328—332.
 17. Лошманов Л.П., Федотов П.В., Захаренко Ф.С., Смирнов Н.В. Влияние температурного режима первой стадии аварии с потерей теплоносителя реакторов типа ВВЭР на механические характеристики и деформационное поведение сплава Э-110. — В сб.: Физико-технические проблемы нетрадиционной энергетики и мощная импульсная электрофизика. Физико-технические проблемы ядерной энергетики. Т. 8. М.: МИФИ, 2005, с. 174—175.

Поступила 20.08.13

В окончательной редакции 01.09.14

УДК 620.178.311

КОЭФИЦИЕНТЫ ИНТЕНСИВНОСТИ НАПРЯЖЕНИЙ В ДКБ-ОБРАЗЦЕ ПРИ ДЕФОРМАЦИОННО-СИЛОВОМ НАГРУЖЕНИИ ЕГО КОНСОЛЕЙ

Гольцев В.Ю., Маркочев В.М. (НИЯУ МИФИ, г. Москва)

Прочности и надежности элементов сложных технических систем, таких, как АЭС, авиационно-космические системы и предприятия нефтехимии, влиянию дефектов и трещин на их надежность уделяется повышенное внимание [1—3]. Большое значение придается изучению роста усталостных и коррозионных трещин, востребованы экспериментальные исследования закономерностей их роста. В этом отношении привлекательными возможностями обладают образцы в виде двухконсольной балки (ДКБ-образцы), которые были предложены как аль-

тернатива образцам Робертсона для определения вязкости разрушения K_{IC} старта и температуры остановки (торможения) трещины [4—9]. ДКБ-образцы получили дальнейшее развитие и применение для исследования вязкости разрушения в широком диапазоне температуры при однократном статическом нагружении, прочности клеевых, паяных и сварных соединений, а также закономерностей распространения усталостной трещины и влияния среды при постоянном коэффициенте интенсивности напряжений [10]. Область их применения затронула и меди-