

## МОДЕЛИ РАЗРУШЕНИЯ ТВЭЛОВ БЫСТРЫХ РЕАКТОРОВ С НИТРИДНЫМ И ОКСИДНЫМ ТОПЛИВОМ МОДУЛЯ SAFR КОДА ЕВКЛИД/V2

© 2024 г. Э. В. Усов\*, С. И. Лежнин, В. Д. Озрин, В. И. Чухно, И. А. Климонов,  
А. А. Бутов, Н. А. Мосунова, В. Ф. Стрижов

*Институт проблем безопасного развития атомной энергетики РАН, Москва, Россия*

*\*E-mail: usovev@gmail.com*

Поступила в редакцию 09.06.2024 г.

После доработки 25.08.2024 г.

Принята к публикации 08.10.2024 г.

В статье приведено описание моделей, которые используются в тяжелоаварийном модуле SAFR для расчета разрушения ТВЭЛОВ с оксидным и нитридным топливами. Рассмотрены модели, используемые для расчета плавления ТВЭЛОВ, диссоциации нитридного топлива и эвтектического взаимодействия продуктов диссоциации (жидкого урана) с оболочечной сталью. Подробное внимание уделено моделям для расчета течения и теплообмена расплава с поверхностью ТВЭЛа. Представлены результаты валидации моделей на экспериментальных данных, а также тестовые расчеты задачи по разрушению ТВЭЛОВ с нитридным топливом.

DOI: 10.31857/S0040364424060117

### ВВЕДЕНИЕ

Интерес к анализу процессов разрушения ТВЭЛОВ быстрых реакторов с жидкометаллическим охлаждением связан с необходимостью проведения анализа безопасной эксплуатации подобного типа реакторных установок. Существуют различные механизмы разрушения ТВЭЛОВ. Первый механизм соответствует термомеханическому повреждению, вызванному, например, достижением предельно допустимых напряжений в оболочке. Второй механизм разрушения (термический) связан с плавлением оболочки или топлива. Стоит отметить, что плавление нитридного топлива наблюдается только при наличии над поверхностью нитрида атмосферы из азота с давлением, превышающим  $10^5$  Па. В случае, если азот над поверхностью отсутствует, происходит диссоциация нитрида с образованием расплава урана и плутония. Расплав урана химически взаимодействует с оболочечной сталью, растворяя ее. Это третий механизм разрушения. Представленная работа посвящена моделям для расчета разрушения ТВЭЛОВ только для второго (термического) и третьего (термохимического) механизмов, реализованным в тяжелоаварийном модуле интегрального кода ЕВКЛИД/V2. Первый механизм — термомеханический, в настоящей работе не рассматривается.

### БАЗОВЫЕ МОДЕЛИ ТЕРМИЧЕСКОГО РАЗРУШЕНИЯ

Наиболее развитыми являются подходы для расчета термического разрушения ТВЭЛОВ, которые основаны на решении уравнения теплопроводности с учетом фазового перехода (задача Стефана) аналитически [1–4] или численно [5–7]. Недостатком аналитических методов является их ограниченная область применимости. Чаще всего точное аналитическое решение может быть получено только при постоянных свойствах материалов и для постоянных граничных условий. В то же время свойства материалов (теплопроводность, плотность, теплоемкость) в широком диапазоне температур, характерных для тяжелых аварий, могут изменяться на десятки и даже сотни процентов. Для примера на рис. 1 приведены температурные зависимости теплоемкости смешанного оксидного уран-плутониевого топлива (МОКС), смешанного нитридного уран-плутониевого (СНУП) топлива и оболочечной стали до точки плавления и после нее.

По этой причине в тяжелоаварийном модуле интегрального кода ЕВКЛИД/V2 для описания процесса плавления и определения температурного поля уравнение теплопроводности решается численно с использованием метода контрольных объемов [7]:

$$\rho_m \frac{\partial h}{\partial t} = \nabla(\lambda \nabla T) + Q.$$

Здесь  $h$  — удельная энтальпия материала, Дж/кг;  $\rho_m$  — плотность материала;  $\lambda$  — теплопроводность материала;  $T$  — температура;  $Q$  — объемное энерговыделение, Вт/м<sup>3</sup>.

Энтальпия  $h$  зависит от фазового состояния материалов ТВЭЛа. Так, для вещества в твердом состоянии

$$h(T) = h_s(T) = \int_{T_0}^T C_p^s dT, \quad T < T_M,$$

где  $T_M$  — температура плавления.

Для вещества в жидком состоянии

$$h(T) = h_L(T) = \int_{T_0}^{T_M} C_p^s dT + L + \int_{T_M}^T C_p^L dT, \quad T > T_M,$$

где  $C_p^s$  и  $C_p^L$  — теплоемкость вещества материала в твердом и жидком состояниях соответственно,  $L$  — скрытая теплота фазового перехода.

В точке плавления энтальпия в жидком и твердом состояниях связаны соотношением

$$h_L(T_M) = h_s(T_M) + L,$$

а полная энтальпия

$$h(T_M) = x h_L(T_M) + (1 - x) h_s(T_M),$$

где  $x$  — объемная доля жидкой фазы материала в расчетной ячейке.

В точке плавления скорость изменения  $x$  определяет скорость движения фронта плавления. Условие Стефана на границе раздела жидкость—твердое тело поэтому не записывается явно. Подробно способ решения описан в [7]. Там же приведено сравнение результатов численного расчета по представленной методике с аналитическим при анализе движения фронта плавления/затвердевания.

Для моделирования перемещения и повторного затвердевания расплава оболочки или топлива численно решаются уравнения сохранения массы, энергии и импульса [8]. При этом в качестве компонентов, для которых решается система уравнений движения, рассматриваются: жидкая сталь, жидкое топливо (для МОКС-и СНУП-топлива), расплав уран-плутониевой смеси (для СНУП-топлива), эвтектическая смесь, образующаяся в процессе взаимодействия жидкого урана оболочечной стали. В качестве неподвижных компонентов рассматриваются замерзшая сталь и топливо.

Остановимся более подробно на уравнении сохранения энергии, которое определяет температуру расплава и поверхности ТВЭЛа:

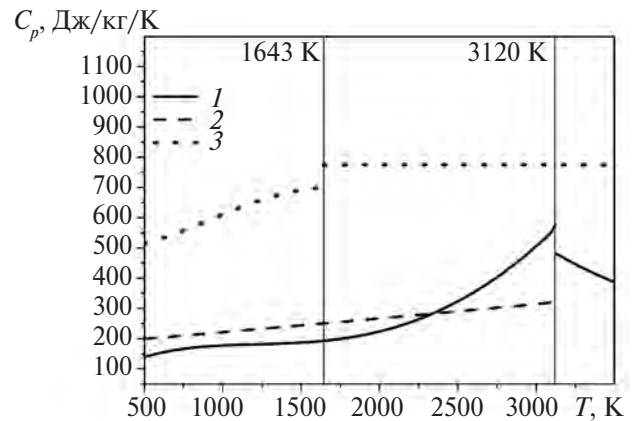


Рис. 1. Зависимости удельной теплоемкости от температуры МОКС (1) и СНУП (2) топлива и нержавеющей стали (3).

$$\frac{\partial \rho_m h S}{\partial t} + \frac{\partial \rho_m h U S}{\partial z} = q_w \Pi_w + q_c \Pi_c + \Gamma_m h_m.$$

Здесь  $S$  — площадь поперечного сечения расплава;  $q_w$ ,  $q_c$  — тепловые потоки в расплаве от ТВЭЛа и теплоносителя соответственно;  $\Pi_c$ ,  $\Pi_w$  — смачиваемые периметры расплава, соприкасающегося с потоком теплоносителя и с поверхностью ТВЭЛа соответственно,  $\Gamma_m$  — скорость плавления/затвердевания, кг/м<sup>3</sup>/с,  $h_m$  — энтальпия в точке плавления. Смачиваемые периметры зависят от режима течения расплава [9, 10]. Так, в «пленочном» режиме пленка смачивает окружность ТВЭЛа, поэтому смоченный периметр соответствует

$$\Pi_c = 2\pi(r_0 + \delta), \quad \Pi_w = 2\pi r_0,$$

где  $r_0$  — радиус ТВЭЛа,  $\delta$  — толщина пленки расплава.

Для капельно-ручейкового режима:

$$\Pi_w = 2a_c \frac{(2\pi r_0)}{l}, \quad \Pi_c = \pi_{riv} \frac{(2\pi r_0)}{l},$$

где  $\pi_{riv}$  — периметр окружности ручейка,  $l$  — расстояние между ручейками,  $a_c$  — полуширина ручейка, выражение  $(2\pi r_0)/l$  определяет число ручейков. Периметр окружности ручейка может быть определен по контактному углу жидкость—твердая поверхность:

$$\pi_{riv} = 2\theta_w \frac{a_c}{\sin \theta_w}.$$

Здесь  $\theta_w$  — контактный угол.

Тепловой поток, идущий с поверхности ТВЭЛа с температурой  $T_w$  в расплав с температурой  $T_m$ , рассчитывается с использованием известного соотношения

$$q_w = \Lambda_w (T_w - T_m).$$

Коэффициент теплоотдачи  $\Lambda_w$  рассчитывается по толщине пленки расплава с помощью выражения

$$\Lambda_w = \text{Nu}_w \lambda / \delta.$$

Во время аварии с потерей теплоносителя в реакторных установках с жидкометаллическим охлаждением образующийся в результате термического разрушения ТВЭЛов расплав может двигаться под действием как силы тяжести, так и трения со стороны газового потока теплоносителя. Представим вывод соотношения для определения числа Нуссельта для расплава, движущегося по вертикальной стенке, при наличии спутного потока газа. Актуальность данной задачи обусловлена тем, что в открытой литературе представлены данные по расчету коэффициента теплоотдачи только при движении либо под действием сил гравитации, либо под действием напряжения трения с газовым потоком [11,12]. Теплообмен при движении при одновременном действии гравитации и трения с потоком газа не рассмотрен. Для того чтобы рассчитать коэффициент теплоотдачи, требуется решить систему уравнений, состоящую из стационарного уравнения Навье–Стокса в двумерной постановке и уравнения сохранения энергии:

$$\begin{cases} \mu \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} + \rho_m g = 0, \\ \rho_m C_p U(y) \frac{\partial T}{\partial x} = \lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right). \end{cases} \quad (1)$$

Здесь  $\mu$  – динамическая вязкость расплава,  $g$  – ускорение свободного падения.

Пусть  $q_w$  – заданный поток тепла на границе пленка расплава–поверхность ТВЭЛа,  $\tau_0$  – напряжение трения на границе газ–расплав. Пренебрежем также влиянием волнения на пленке из-за гидродинамического взаимодействия с газом. Тогда граничные условия записываются в виде

$$\begin{cases} U(0) = 0, \mu \frac{\partial U}{\partial y}(\delta) = \tau_0, \\ \lambda(0) = -q_w, \lambda \frac{\partial T}{\partial y}(\delta) = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Решение уравнений (1) с учетом граничных условий (2) имеет вид

$$U(y) = \left( \frac{\rho_m g}{\mu} \right) (\delta y - 0.5 y^2) - y \frac{\tau_0}{\mu}. \quad (3)$$

Тогда, проинтегрировав выражение по толщине расплава, удельный расход жидкости на единицу ширины расплава можно записать в виде

$$\begin{aligned} Q &= (\rho_m g \delta^3 / 3\mu) - 0.5(\tau_0 / \mu) \delta^2 = \\ &= (3\mu)^{-1} \rho_m g \delta^3 (1 - 3\varepsilon/2), \end{aligned} \quad (4)$$

где  $\varepsilon = \tau_0 / (\rho_m g \delta)$ .

Решая уравнение сохранения энергии (1) с учетом (2) совместно с (4), можно получить

$$U(y) q_w / Q = \lambda \partial^2 T / \partial y^2. \quad (5)$$

Интегрируя дважды по толщине пленки, определяем среднерасходную температуру расплава по формуле

$$T_m = Q^{-1} \int_0^\delta U(y) T(y) dy. \quad (6)$$

Подставляя (3) и (4) в (5) и (6), находим

$$\begin{aligned} \frac{q_w \rho_m^2 g^2 \delta^7}{Q \mu^2} \left[ \frac{1}{336} - \frac{(1-\varepsilon)}{48} + \frac{(1-\varepsilon)^2}{30} \right] = \\ = \left[ \lambda Q (T_m - T_w) + \frac{q_w \rho_m \delta^4}{\mu} \left[ \frac{1-\varepsilon}{3} - \frac{1}{8} \right] \right]. \end{aligned}$$

Пользуясь определением числа Нуссельта

$$\text{Nu}_w = \frac{q_w \delta}{\lambda (T_w - T_m)},$$

получаем

$$\begin{aligned} \text{Nu}_w &= \left\{ \frac{[5/8 - \varepsilon]}{(1 - 3\varepsilon/2)} - \frac{3}{(1 - 3\varepsilon/2)^2} \times \right. \\ &\times \left. \left[ \frac{1}{112} - (1-\varepsilon) \frac{1}{16} + (1-\varepsilon)^2 \frac{1}{10} \right] \right\}^{-1}. \end{aligned} \quad (7)$$

Из общей зависимости  $\text{Nu}_w(\varepsilon)$  (7) можно получить значение числа Нуссельта в предельных случаях [11]:

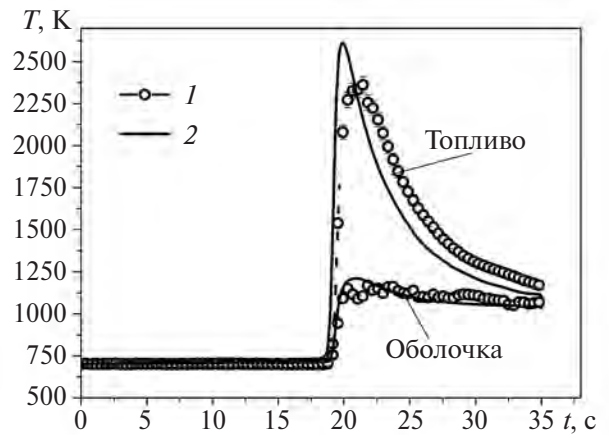
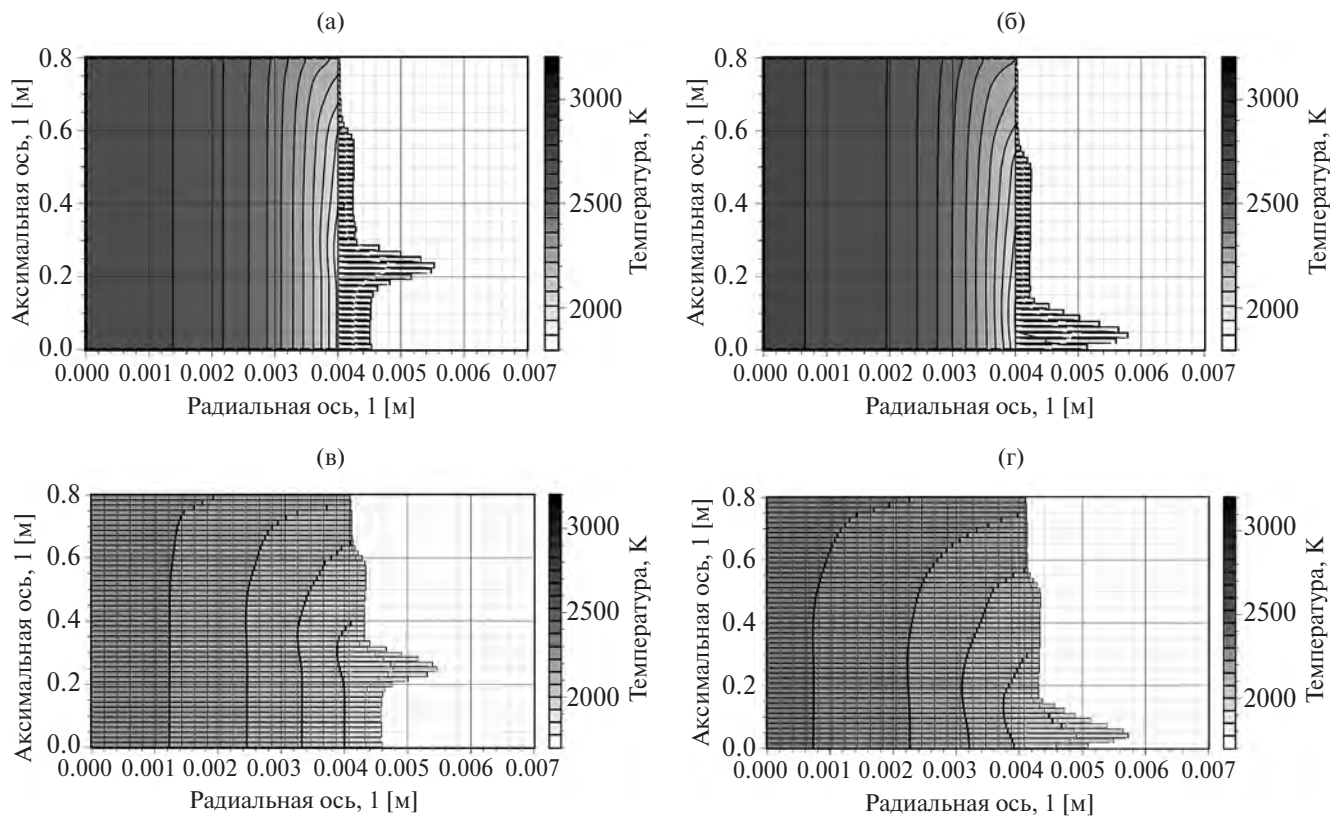


Рис. 2. Сравнение результатов расчетов и экспериментальных данных на реакторе ИГР: 1 – эксперимент, 2 – расчет.



**Рис. 3.** Распределение температуры при движении расплава оболочки по топливному столбу: (а) – 2.82 с от начала нагрева, МОКС-топливо; (б) – 2.96 с, МОКС-топливо; (в) – 2.04 с, СНУП-топливо; (г) – 2.2 с, СНУП-топливо; сплошные линии – изотермы.

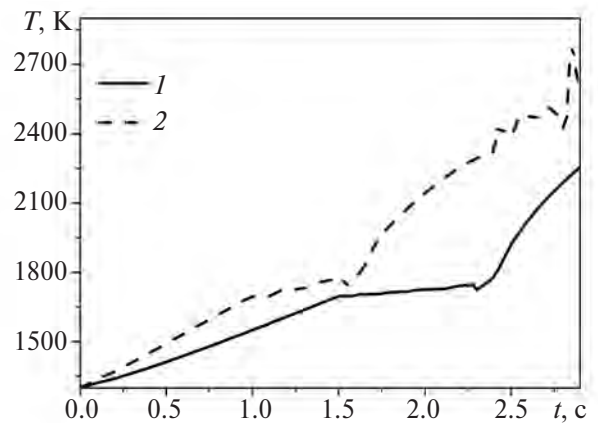
$$\varepsilon = 0, \text{Nu}_w = 35/17 \approx 2.059;$$

$$\varepsilon \rightarrow \infty, \text{Nu}_w = 15/8 \approx 1.875.$$

Результаты валидации моделей подробно представлены в работах [13, 14]. Дополнительная валидация была выполнена на экспериментах с ТВЭлами со СНУП-топливом по имитации аварии с набросом мощности, проведенных на реакторе ИГР [15]. Как можно увидеть из рис. 2, расчет с использованием кода ЕВКЛИД/V2 хорошо воспроизводит температурные условия в ТВЭлах со СНУП-топливом в аварийной ситуации.

Примеры расчета поля температур при плавлении и перемещении оболочки ТВЭЛа для разных типов топлива приведены на рис. 3, 4. Рассматривался ТВЭЛ с диаметром топливной таблетки 8 мм, толщиной оболочки 0.5 мм, длиной 0.8 м, энерговыделением в топливе, равном  $10^5$  Вт, начальной температурой 1300 К.

Для МОКС- и СНУП-топлива и для оболочки на рис. 3 используется одинаковая штриховка – градиентный переход от белого к черному при увеличении температуры. Однако из-за того, что теплопроводность МОКС-топлива существенно ниже теплопроводности стали и СНУП-



**Рис. 4.** Максимальная температура оболочки: 1 – МОКС-топлива, 2 – СНУП-топлива.

топлива, виден более яркий контраст при переходе от оболочки к МОКС-топливу и более слабый при переходе от оболочки к СНУП-топливу. Из-за этого температура оболочки для ТВЭЛов со СНУП-топливом выше, что приводит и к более раннему плавлению оболочки (рис. 4). Также видно, что из-за более высокой теплопроводности нитрида температура СНУП-топлива ниже температуры оксидного топлива.



### МОДЕЛЬ ДИССОЦИИИ СНУП-ТОПЛИВА

Решение уравнения теплопроводности совместно с уравнением сохранения энергии для расплава позволяет рассчитать температурное поле в ТВЭЛе, которое определяет скорость диссоциации СНУП-топлива и скорость химического взаимодействия оболочки ТВЭЛа и расплава урана, образующегося в процессе диссоциации. Модель диссоциации основана на предположении, что реакция разложения нитрида происходит на поверхности топлива, а ее скорость существенно выше скорости отвода продуктов разложения. Скорость отвода газообразных продуктов разложения азота и паров плутония определяется конвективно-диффузионным уносом с поверхности нитрида. Унос расплава урана определяется его стеканием. Модель диссоциации СНУП-топлива тяжелоаварийного модуля SAFR интегрального кода ЕВКЛИД/V2 более подробно описана в работах [16, 17].

Оценим при каких характерных временах развития аварии работает представленное выше предположение. Скорость отвода продуктов разложения определяется их диффузией (прежде всего азота) в газовой среде, окружающей топливную таблетку. Пусть  $D$  — коэффициент диффузии азота в газовой среде. Коэффициент диффузии по порядку величины равен  $10^{-3}$  м<sup>2</sup>/с [17]. Поэтому характерное время отвода продуктов диффузии можно оценить следующим образом:  $t = l^2/D$ , где  $l$  — характерный размер. Для таблетки топлива  $l \sim 10^{-3}$  м, значит,  $t \sim 10^{-3}$  с. В соответствии с работой [18] скорость разложения нитрида урана в вакууме почти в 50 раз выше скорости потери массы в гелиевой атмосфере при характерной температуре начала диссоциации  $\sim 2200$  К. Поэтому характерное время разложения нитрида  $t \sim 2 \times 10^{-5}$  с, т.е. используемое предположение работает в том случае, если характерные времена протекания аварии больше  $t \sim 2 \times 10^{-5}$  с.

### МОДЕЛЬ РАСТВОРЕНИЯ ОБОЛОЧКИ ТВЭЛА РАСПЛАВОМ УРАНА

Для того чтобы учесть химическое взаимодействие расплава урана с оболочечной сталью, в тяжелоаварийном модуле реализована модель эвтектического взаимодействия.

Модель эвтектического взаимодействия расплава урана и оболочечной стали основана на экспериментальных данных, полученных на реакторе TREAT [19, 20] и в отдельных экспериментах по исследованию скорости взаимодействия U–Fe [21].

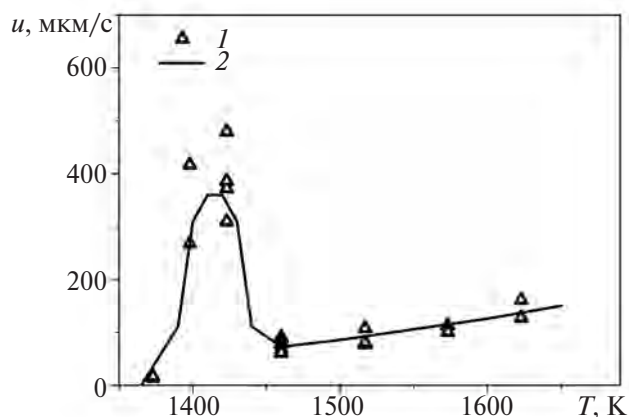


Рис. 5. Скорость растворения сталей в расплаве U: 1 — экспериментальные данные [21], 2 — результаты расчетов по (8).

Экспериментальные данные [19] для стали 304 можно аппроксимировать следующей корреляцией:

$$u_{ss} = \exp\left(A - \frac{E}{T}\right) + 360 \exp\left(-\left(\frac{T-1415}{24}\right)^4\right). \quad (8)$$

Здесь  $u_{ss}$  — скорость растворения стали, мкм/с;  $T$  — температура расчетной ячейки, в которой происходит контакт стали и урана. Константы  $A$  и  $E$  принимают значения

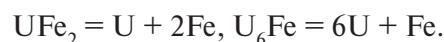
$$A = 13.8, E = 14314 \text{ при } T < 1365;$$

$$A = 3.3, E = 18646 \text{ при } 1365 < T < 1460;$$

$$A = 10.6, E = 9224 \text{ при } T > 1460.$$

Зависимость скорости реакции от температуры приведена на рис. 5.

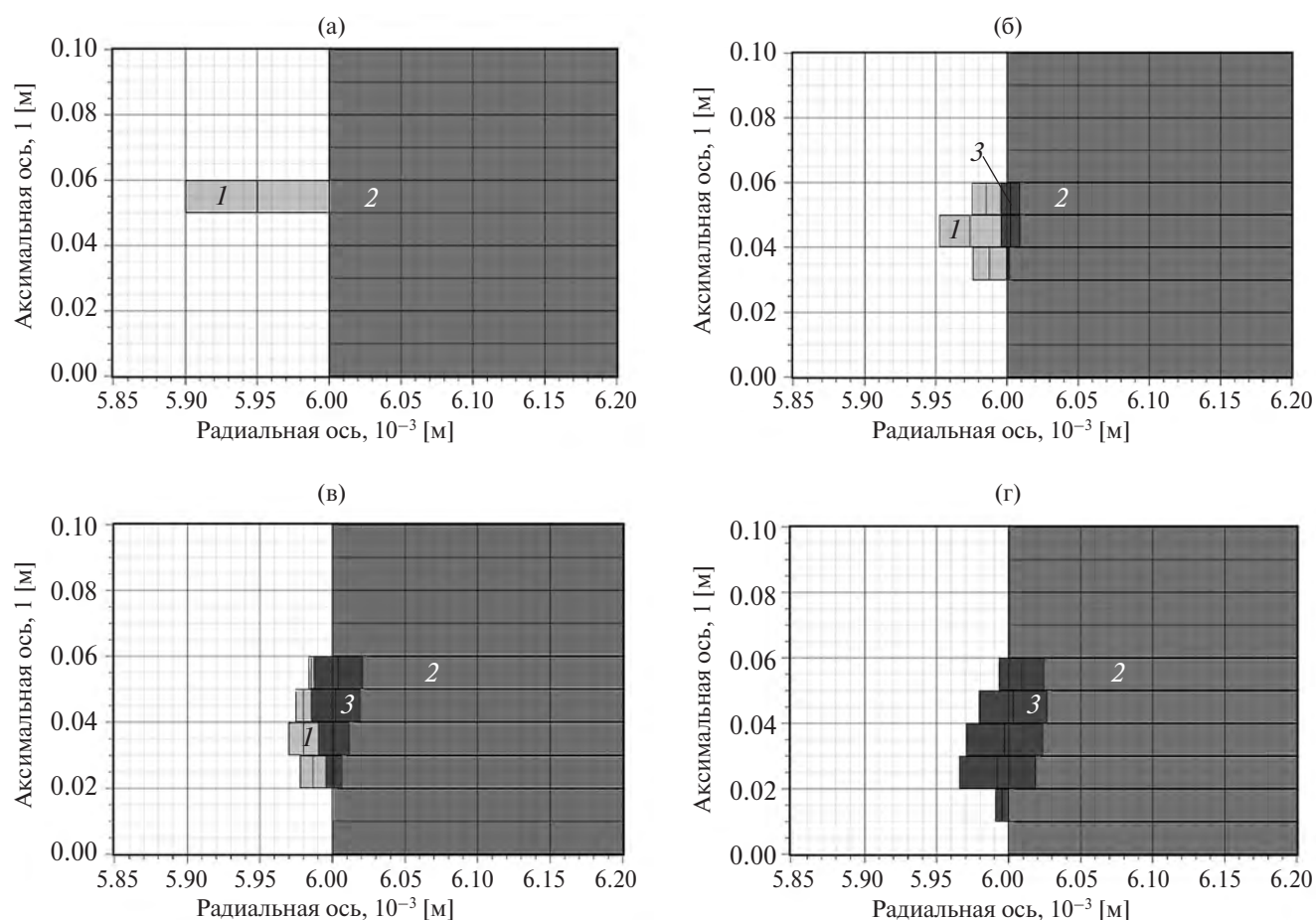
В модели эвтектического взаимодействия урана с оболочкой считается, что в процессе взаимодействия в системе «уран + растворенное железо» происходит мгновенное (по крайней мере, по сравнению с перемещением границы стали) диффузионное перемешивание. В расплаве эвтектической смеси устанавливается термодинамическое равновесие, в котором участвуют компоненты железа, урана и соединения  $UFe_2$  и  $U_6Fe$ , образующиеся в результате реакций



Соотношения между числом атомов железа, урана и соединений  $UFe_2$  и  $U_6Fe$  определяют путем решения уравнений термодинамического равновесия. Константы равновесия  $k$  для каждой реакции имеют следующий вид:

$$k_{UFe_2} = \exp\left(-\frac{1}{RT}\left(\mu_{UFe_2}^{(0)} - \mu_U^{(0)} - 2\mu_{Fe}^{(0)}\right)\right),$$

$$k_{U_6Fe} = \exp\left(-\frac{1}{RT}\left(\mu_{U_6Fe}^{(0)} - 6\mu_U^{(0)} - \mu_{Fe}^{(0)}\right)\right),$$



**Рис. 6.** Распределение материалов при эвтектическом взаимодействии урана с нержавеющей сталью: (а) — 0 с, начальное распределение; (б) — 0.07 с; (в) — 0.16 с; (г) — 0.34 с; 1 — расплав урана, 1600°C; 2 — твердая нержавеющая сталь, 3 — эвтектическая смесь.

где  $\mu_i^0(T)$  — химический потенциал, или энергия Гиббса на моль чистого вещества  $i$  [22, 23].

На рис. 6 приведены результаты расчетов тестовой задачи с использованием интегрального кода ЕВКЛИД/V2. В начальный момент времени с внутренней стороны стальной оболочки задан расплав урана. Температура веществ — 1600°C. На поверхности веществ заданы адиабатные условия (граничные условия второго рода с нулевой величиной теплового потока). В качестве гидродинамических граничных условий заданы условия свободного стекания через нижнюю границу. Уран начинает стекать по оболочке эвтектически, взаимодействуя с ней, в результате чего через 0.3 с фактически весь расплав представляет собой эвтектическую смесь.

#### ПРИМЕР РАСЧЕТА ЗАДАЧИ С РАЗРУШЕНИЕМ ТВЭЛА С НИТРИДНЫМ ТОПЛИВОМ

Для оценки характерных времен и процессов, которые протекают при термохимическом раз-

рушении ТВЭЛа во время тяжелой аварии, был проведен расчет модельной задачи. Для этого была создана модель ТВЭЛа с начальной температурой стальной оболочки 800 К, температурой топлива 1700 К. На внешней границе использовалось условие третьего рода по теплообмену с паром натрия, имитирующее условия аварии с потерей расхода в реакторной установке с натриевым охлаждением. Высота топливного столба равна ~1 м. Мощность энерговыделения в топливе составляла 29.1 кВт. На рис. 7 представлено распределение материалов в начальный момент времени и в момент времени 15 с. На рисунках видно, что расплав оболочки стекает вниз и замерзает на холодной стенке. Уран, образующийся в результате диссоциации топлива, также стекает, одновременно взаимодействуя с материалом оболочки и образуя эвтектику. По результатам расчетов установлено также, что оболочка расплавляется примерно через 4 с, диссоциация начинается через 6 с, активное эвтектическое взаимодействие через 7 с. Топливный столб примерно через 15 с разрушен почти на 50% (рис. 7).

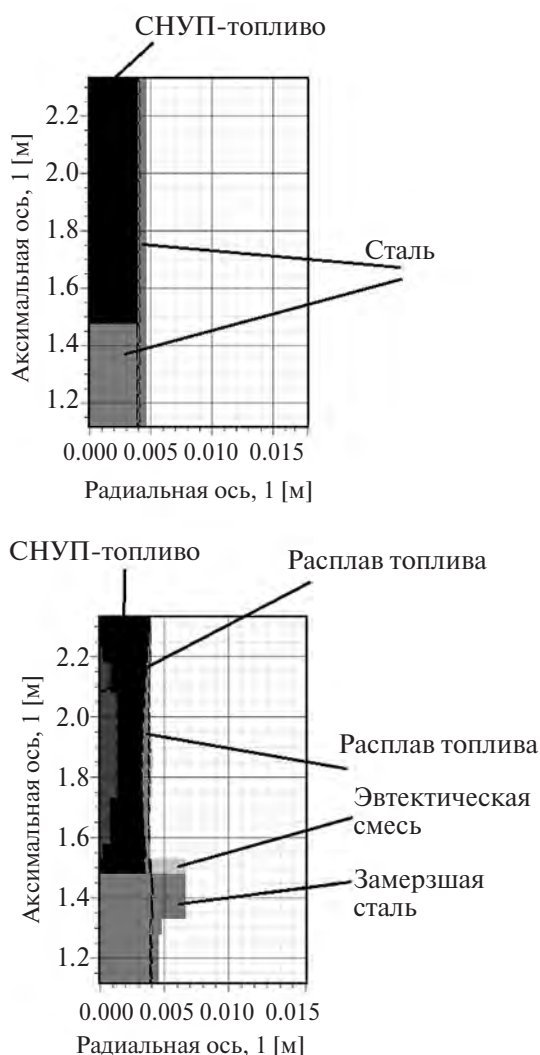


Рис. 7. Распределение материалов при термохимическом расплавлении ТВЭЛа: (а) — 0 с, начальное распределение; (б) — 15 с.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представлены модели разрушения ТВЭЛов с нитридным и оксидным топливом, реализованные в тяжелоаварийном модуле интегрального кода ЕВКЛИД/V2. Для оксидного топлива рассматривается только термическое разрушение, для нитридного — вместе с механизмом термического разрушения представлен также механизм термомеханического разрушения, обусловленный диссоциацией топлива и химическим взаимодействием продуктов диссоциации с оболочкой ТВЭЛа. Приведены результаты расчетов, демонстрирующие работоспособность предложенных моделей.

Исследование выполнено в рамках госконтракта от 04.04.2024 № Н.4о.241.19.24.1034 на выполнение научно-исследовательских работ по теме «Разработка интегрированных систем

кодов нового поколения для разработки и обоснования безопасности ядерных реакторов, проектирования атомных электростанций, создания технологий и объектов ядерного топливного цикла. Этап 2024–2025 годов».

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Epstein M. The Growth and Decay of a Frozen Layer in Forced Flow // Int. J. Heat Mass Transfer. 1976. V. 19. P. 1281.
2. Epstein M., Hauser G.M. The Melting of Finite Steel Slabs in Flowing Nuclear Reactor Fuel // Nucl. Eng. Des. 1979. V. 52. P. 411.
3. Usov E.V., Butov A.A., Lezhnin S.I., Lobanov P.D. Solving the Stefan Problem in the Relation to Melting of Fuel Elements of Fast Nuclear Reactors // J. Eng. Thermophys. 2018. V. 27. № 4. P. 545.
4. Bottoni M. Calculation of Temperature Distribution in a Melting Clad with the Pekeris–Slichter Series Expansion Method // Nucl. Eng. Des. 1977. V. 43. P. 249.
5. Vlasichev G.N. Numerical Simulation of the Motion and Solidification of Melted Fuel During a Serious Accident in a Fast Reactor // Atomic Energy. 2001. V. 90. № 5. P. 357.
6. Ishii M., Chen W.L., Grolmes M.A. Molten Clad Motion Model for Fast Reactor Loss-of-flow Accidents // Nucl. Sci. Eng. 1976. V. 60. № 4. P. 435.
7. Усов Э.В., Бутов А.А., Чухно В.И. и др. Моделирование плавления ТВЭЛа быстрого реактора и затвердевания образующегося расплава с помощью модуля SAFR/V1 интегрального кода ЕВКЛИД/V2 // Атомная энергия. 2018. Т. 124. №3. С. 123.
8. Усов Э.В., Бутов А.А., Чухно В.И. и др. Моделирование перемещения расплава по поверхности ТВЭЛа быстрого реактора при тяжелой аварии с помощью модуля SAFR/V1 интегрального кода ЕВКЛИД/V2 // Атомная энергия. 2018. Т. 124. № 4. С. 197.
9. Усов Э.В., Лобанов П.Д., Прибатурин Н.А. Развитие подходов к анализу движения расплава по поверхности тепловыделяющего элемента // Теплоэнергетика. 2021. № 4. С. 27.
10. Zhdanov V.S., Klimonov I.A., Lezhnin S.I. et. al. Computation-and-Experiment Study of Behavior of Molten Metal in Fuel Element and Fuel Assembly: Preliminary Experiments and Computational Models // J. Eng. Thermophys. 2020. V. 29. № 2. P. 209.
11. Баттерворс Д., Хьюитт Г. Теплопередача в двухфазном потоке. М.: Энергия, 1980. 328 с.
12. Ганчев Б.Г. Охлаждение элементов ядерных реакторов стекающими пленками. М.: Энергоатомиздат, 1987. 192 с.
13. Усов Э.В., Бутов А.А., Чухно В.И. и др. Верификация на основе экспериментальных исследований модуля термического разрушения ТВЭЛа быстрого реактора SAFR/V1 интегрального кода ЕВКЛИД/V2 // Атомная энергия. 2018. Т. 124. № 5. С. 243.

14. Бутков А.А., Жданов В.С., Климонов И.А. и др. Верификация кода ЕВКЛИД/V2 на основе экспериментов с разрушением элементов активной зоны реактора с жидкометаллическим теплоносителем // Теплоэнергетика. 2019. № 5. С. 16.
15. Каплиенко А.В., Лемехов В.В., Черепнин Ю.С. Испытания ТВЭЛов с нитридным уран-плутониевым топливом в импульсном реакторе ИГР // Атомная энергия. 2023. Т.134. № 5–6. С. 207.
16. Усов Э.В., Чухно В.И., Кудашов И.Г., Сычева Т.В. Модель для расчета скорости диссоциации нитридного топлива при высоких температурах // ТВТ. 2020. Т. 58. № 2. С. 238.
17. Усов Э.В., Чухно В.И., Климонов И.А. и др. Численное исследование термического разрушения ТВЭЛов с нитридным топливом с использованием тяжелоаварийного модуля интегрального кода ЕВКЛИД/V2 // ТВТ. 2023. Т. 61. № 6. С. 898.
18. Lunev A.V., Mikhalechik V.V., Tenishev A.V., Baranov V.G. Kinetic and Microstructural Studies of Thermal Decomposition in Uranium Mononitride Compacts Subjected to Heating in High-purity Helium // J. Nucl. Mater. 2016. V. 475. P. 266.
19. Walter C.M., Kelman L.R. Penetration Rate Studies of Stainless Steel by Molten Uranium and Uranium-fissium Alloy // J. Nucl. Mater. 1962. V. 6. P. 281.
20. Walter C.M., Dickerman C.E. TREAT Study of the Penetration of Molten Uranium and U/5 wt% Fs Alloy Through Type 304 Stainless Steel // Nucl. Sci. Eng. 1964. V. 18. P. 518.
21. Walter C.M., Kelman L.R. The Interaction of Iron with Molten Uranium // J. Nucl. Mater. 1966. V. 20. P. 314.
22. Kurata M., Nakamura K., Ogata T. Thermodynamic Evaluation of the Quaternary U-Pu-Zr-Fe System -assessment of Cladding Temperature Limits of Metallic Fuel in a Fast Reactor // J. Nucl. Mater. 2001. V. 294. P. 123.
23. Gurvich L.V., Veitz I.V., Alcock C.B. Thermodynamic Properties of Individual Substances. 4 ed. V. 5. N.Y.: Hemisphere Publ. Co, 1989.