

МОДЕЛЬ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ И ЗАТВЕРДЕВАНИЯ РАСПЛАВЛЕННОГО ТОПЛИВА В КАНАЛАХ ПОД АКТИВНОЙ ЗОНОЙ ПРИ ТЯЖЕЛОЙ АВАРИИ БЫСТРОГО РЕАКТОРА*

Г.Н. Власичев

Нижегородский государственный технический университет, г. Н. Новгород



Разработана модель перемещения и затвердевания расплавленного топлива в каналах для прохода теплоносителя в торцевой зоне воспроизводства при тяжелой аварии с расплавлением активной зоны, являющаяся комбинацией моделей теплопроводности и объемного застывания с учетом сужения канала и увеличения вязкости движущегося расплава. В ней рассматривается динамика изменения как толщины твердой корки в канале, так и глубины проплавления материала канала. Получены численные результаты по длине проникновения расплава оксида алюминия в кварцевые трубы разного диаметра в условиях экспериментов THEFIS, согласующиеся с экспериментальными данными.

При рассмотрении тяжелых запроектных аварий с расплавлением активной зоны реактора на быстрых нейтронах требуется анализ перемещения жидкого топлива в каналах для прохода теплоносителя в торцевых зонах воспроизводства с учетом его затвердевания за счет теплопередачи к имеющим более низкую температуру твэлам до момента полной блокировки каналов. От количества топлива, удалившегося из активной зоны через верхнюю и нижнюю зоны воспроизводства, зависят масса и термическое состояние расплавленного бассейна в активной зоне, влияющие на реактивность.

Имеется ряд физических моделей, описывающих поведение движущегося жидкого топлива в канале, основными из которых являются две: теплопроводности и объемного затвердевания [1]. В модели теплопроводности предполагается, что перемещающаяся жидкость охлаждается за счет передачи тепла теплопроводностью к стенкам канала через растущую на стенках корку из затвердевшей части материала жидкости. Закупорка канала происходит, когда твердая корка полностью перекрывает проходное сечение. В модели объемного затвердевания предполагается, что тепло передается к стенке турбулентным потоком топлива, и на участке, где температура массы топлива становится достаточно низкой, происходит объемное затвердевание топлива, и сечение канала перекрывается образующейся пробкой. При

© Г.Н. Власичев, 2000

* Данная работа выполнена при частичной финансовой поддержке Конкурсного центра грантов по фундаментальным исследованиям в области энергетики и электротехники (грант № 84Гр-98)

этом считается, что турбулентность внутри движущейся жидкости предотвращает образование стабильной корки из ее материала на стенке. Остальные модели являются расширениями этих базовых концепций [2].

В настоящей работе представлена модель перемещения и затвердевания расплавленного топлива в межत्वальных (либо в экспериментальных) каналах. Принимаемая модель является комбинацией моделей теплопроводности и объемного затвердевания. В ней рассматривается динамика изменения как толщины твердой корки в канале, так и глубины проплавления материала канала. Решение задачи заключается в определении высотных полей скорости и температуры движущегося расплавленного топлива в канале, температуры в твердой корке топлива и в материале стенок канала, координат границ раздела фаз в топливе и стенках, высотных координат передней и (если имеется) задней кромок в зависимости от времени с начального момента движения горячей жидкости в канале до прекращения движения. Параметры движения жидкого топлива вычисляются с учетом сужения канала за счет блокировки части проходного сечения затвердевающим на стенках материалом и возрастания вязкости расплава по направлению к передней кромке при понижении температуры за точку ликвидуса. В результате расчетов определяются глубина и время проникновения горячего расплава в канал.

В модели предполагается, что движение горячей несжимаемой жидкости происходит под действием силы тяжести, возможного перепада давлений и противодействующей силы трения о стенки канала. При этом постулируется одномерный поток с усредненной по сечению скоростью. Начальная скорость движения расплавленного топлива в канал принимается нулевой, направление - вниз, вверх либо в горизонтальной плоскости. Модель перемещения считается одноканальной и однокомпонентной. Формы профиля поперечного сечения канала для рассмотрения перемещения и затвердевания расплава могут быть трех видов: 1) кольцевой канал вокруг твэла с одной (внутренней) смачиваемой поверхностью; 2) кольцевой канал экспериментальной трубы с осевым стержнем и с двумя (внутренней и внешней) смачиваемыми поверхностями; 3) труба. Профиль поперечного сечения может быть неизменным либо меняющимся по длине канала. В случае переменного профиля канала его участки должны иметь форму одного из вышеуказанных видов. Исходные радиальные размеры канала также могут быть неизменяющимися либо переменными по длине канала (или по длине его участков).

Рассматриваются две расчетные схемы перемещения, отражающие соответствующие возможные физические условия: 1) схема с ограниченным количеством расплава (рис. 1а, б, в), в которой перемещение жидкого топлива представляется в виде движущегося вниз кольцевого столбика с перемещающимися передней (в случае ТВС - нижней) и задней кромками; 2) схема с неограниченным количеством расплава (рис. 1г, д, е), в которой предполагается, что движение расплава в каналы начинается из образовавшегося прежде бассейна. В этом случае перемещение расплава в самом бассейне не рассматривается, поверхность бассейна считается неподвижной и не учитывается перепад давлений по высоте бассейна. При этом расчетное положение задней кромки перемещающегося расплава (не меняющееся во времени) выбирается ниже поверхности бассейна - вблизи точки входа в канал.

Модель поля температуры в движущемся расплаве также одномерная. Осевой нестационарный профиль усредненной по сечению канала температуры текущей жидкости рассчитывается с учетом теплоотдачи к стенкам канала, в том числе к твердой корке из застывшего на стенках материала (температура на поверхности корки равна температуре затвердевания топлива - температуре солидуса), и с уче-

том объемного тепловыделения в расплаве. В расчете указанного профиля принимается постоянная температура на некотором заданном уровне. В качестве такой исходной точки для расчета поля температуры может быть выбрана нижняя плоскость активной зоны или вход в экспериментальный канал. После прохождения задней кромкой расплава (в случае первой расчетной схемы) указанной точки постулируется адиабатическое условие на задней кромке. Теплоотдача от передней кромки расплава не учитывается.

Нестационарное поле температуры в элементах твэла и образующейся твердой корке топлива на поверхности оболочки определяется отдельно - с учетом теплопередачи от перемещающегося горячего топлива, зависящей от скорости расплава и его температуры. Перенос тепла вдоль высотного направления в элементах твэла и корке не учитывается.

Математически задача перемещения решается гибридным методом. Первоначальное приближенное аналитическое решение уравнений количества движения и неразрывности получено методом сведения к интегродифференциальному уравнению, которое затем решено численно.

Неустановившееся движение жидкости в канале переменного сечения описывается уравнениями гидравлики [3]:

$$\text{- уравнение неразрывности } \frac{\partial(\rho F)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u F)}{\partial x} = \Gamma_m, \quad (1)$$

$$\text{- уравнение количества движения } \frac{\partial(\rho u F)}{\partial t} + \frac{\partial(\beta \rho u^2 F)}{\partial x} = -F \frac{\partial P}{\partial x} - \rho g F \frac{\partial z}{\partial x} - \tau_0 \Pi, \quad (2)$$

где t - время; x - координата, направленная вдоль оси трубы в сторону движения; u , ρ , P - средние в сечении продольная скорость, плотность и давление; g - гравитационное ускорение; $\partial z/\partial x$ - гидравлический уклон (при движении вниз $\partial z/\partial x = -1$, вверх $\partial z/\partial x = +1$, при горизонтальном движении $\partial z/\partial x = 0$); F - площадь сечения канала; Π - смоченный периметр; β - поправка Кориолиса на неравномерность распределения скорости; $\tau_0 = (\xi/8) \cdot \rho \cdot u^2$ - величина силы трения, действующей на единицу боковой поверхности; ξ - коэффициент сопротивления течению жидкости в трубе; Γ_m - источник/сток массы. Значения коэффициента сопротивления ξ определяются из закона Гагена-Пуазейля $\xi = \varphi_L \cdot (64/Re)$ при ламинарном режиме либо зависимостью Блаузиуса $\xi = \varphi_T \cdot (0,316/Re^{0,25})$ при вполне развитом турбулентном течении, где φ_L и φ_T - так называемые коэффициенты формы поперечного сечения; $Re = \rho \cdot u \cdot d_r / \mu$ - число Рейнольдса; μ - динамическая вязкость; d_r - гидравлический диаметр канала. Величина $Re_{кр}$ принята равной 5000 [4].

После преобразования (2) при условии $\beta = 1$ и с учетом (1) уравнение количества движения принимает вид

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial x} - g \frac{\partial z}{\partial x} - \frac{\tau_0 \Pi}{\rho F} - \frac{\Gamma_m u}{\rho F}. \quad (3)$$

Источниковый член в уравнении неразрывности (1) выражает потери массы из потока за счет ее отложения в образующейся на стенках канала твердой корке (затвердевание части жидкости). Его величина будет равна $\Gamma_m = \rho_s \cdot \partial F(x,t)/\partial t$, где ρ_s - плотность затвердевшего материала, а $\partial F/\partial t$ определяется уравнением (10). В этом случае после интегрирования (1) по части длины потока от задней кромки либо от точки входа в канал поле скорости несжимаемой жидкости по длине канала можно выразить соотношением

$$u(x) = u_1 \cdot \frac{F_1}{F(x,t)} + \frac{\rho_s - \rho}{\rho} \cdot \frac{1}{F(x,t)} \cdot \int_{x_1}^x \frac{\partial F(x,t)}{\partial t} \cdot dx, \quad (4)$$

где $x_1 < x \leq x_2$; x_1 - координата задней кромки в случае первой расчетной схемы либо точки входа ($x_1 = 0$) в канал в случае второй расчетной схемы; x_2 - координата передней кромки; $u_1 = u(x_1, t)$ - скорость движения задней кромки жидкости либо ее скорость на входе в канал; $F_1 = F(x_1, t)$ - площадь сечения канала на задней кромке либо на входе в канал.

После интегрирования уравнения (3) по длине столба движущейся несжимаемой жидкости с учетом выражения (4) в первом члене левой части (3) это уравнение сводится к интегродифференциальному уравнению

$$\frac{\partial u_1}{\partial t} = \frac{1}{\int_{x_1}^{x_2} \frac{F_1}{F} \partial x} \left[u_1 \int_{x_1}^{x_2} \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{F_1}{F} \right) \partial x - \frac{\rho_s - \rho}{\rho} \int_{x_1}^{x_2} \frac{\partial}{\partial t} \left(\int_{x_1}^x \frac{\partial F}{\partial t} \partial x \right) \partial x - \right. \\ \left. - \frac{1}{2} (u_1^2 - u_2^2) - \frac{1}{\rho} \Delta P - gh \frac{\partial z}{\partial x} - \frac{4}{\rho} \int_{x_1}^{x_2} \frac{\tau_0}{d_c} \partial x - \right. \\ \left. - \frac{1}{\rho} \int_{x_1}^{x_2} \frac{\Gamma_m u}{F} \partial x \right], \quad (5)$$

где $h = |x_2 - x_1|$ - высота столба перемещающейся жидкости, которая изменяется согласно продвижению передней и задней кромок расплава в канале (в случае первой расчетной схемы и отсутствия застывания жидкости на стенках канала с неизменной по длине площадью проходного сечения эта величина постоянна); ΔP - разность давлений на передней и задней кромках расплава.

Координаты задней (если имеется) и передней кромок определяются соответственно по формулам

$$x_1(t) = \int_0^t u_1(t) \cdot dt; \quad x_2(t) = \int_0^t u_2(t) \cdot dt. \quad (6)$$

Уравнение энергии по усредненным параметрам из [3] для неустановившегося течения несжимаемой жидкости в канале переменного сечения после упрощения с учетом малости членов кинетической энергии жидкости по сравнению с энтальпийными и малости члена с $\partial P / \partial t$, а также с учетом введения источников члена, учитывающего источник/сток массы при плавлении/затвердевании твердой корки на стенках канала, запишется в виде

$$\rho \frac{\partial (F \cdot i)}{\partial t} + \rho \frac{\partial (u \cdot F \cdot i)}{\partial x} = - \frac{\partial (q_x F)}{\partial x} + q_0 \Pi + q_v F - \Gamma_m i_w, \quad (7)$$

где ρ , i , q_x - средние в сечении плотность, энтальпия и осевой кондуктивный тепловой поток; q_v - удельное тепловыделение единицы объема; i_w - энтальпия жидкости у стенок канала с твердой коркой; $q_0 = \alpha_w \cdot (T_w - T_{Lf})$; α_w - коэффициент теплоотдачи от жидкости к стенкам; T_w - температура жидкости у стенок канала; T_{Lf} - средняя в сечении температура расплавленного топлива.

После преобразования левой части (7) с учетом (1) и соотношения $i = \int c \cdot dT$, где c - удельная теплоемкость, а также других преобразований уравнение энергии получено в виде

$$\alpha \cdot c \rho \frac{\partial T}{\partial t} + \alpha \cdot c \rho \cdot u \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\alpha \cdot \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \alpha \cdot q'_v, \quad (8)$$

где T - средняя в сечении температура жидкого топлива (индекс L_f здесь опущен);

c_p - объемная теплоемкость; λ - коэффициент теплопроводности; $\alpha(x, t) = \frac{F(x, t)}{F_0}$;

$q'_v = \frac{4q_0}{d_i} + q_v - \frac{1}{F} \Gamma_m c \cdot (T - T_w)$ - источниковый член; $F_0 = F(0, 0)$ - начальное значение площади сечения на входе канала.

При понижении температуры в потоке жидкости за точку ликвидуса ($T_m^f + \Delta T_m^f$) скрытая теплота фазового превращения в двухфазной зоне учитывается уравнением (8) в величине объемной теплоемкости, определяемой выражением

$$c_{pSL} = R_m^f / \Delta T_m^f + [c_{pS}(T_m^f) + c_{pL}(T_m^f + \Delta T_m^f)] / 2,$$

где T_m^f - температура солидуса материала, перемещающегося в канале расплава; ΔT_m^f - разница между температурами ликвидуса и солидуса; R_m^f - скрытая теплота плавления; L, S, SL - индексы жидкой фазы, твердой фазы и двухфазной зоны соответственно.

Величина возрастающей вязкости в двухфазном потоке при объемном застывании рассчитывается для уравнения движения по формуле из [5]

$\mu_{SL} = \mu_L \cdot c_1 \cdot (1 - a_p)^{c_2}$, где a_p - массовая доля твердых частиц в расплаве; $c_1 = 1$, $c_2 = -4$ при $a_p \leq 0,35$; $c_1 = 0,17$, $c_2 = -8,1$ при $a_p > 0,35$. В данной модели величина коэффициента a_p ставится в соответствие с температурой в двухфазной зоне приближенно: $a_p(x, t) = [(T_m^f + \Delta T_m^f) - T(x, t)] / \Delta T_m^f$.

Нестационарное поле температуры в сердечнике твэла, в оболочке и в прилегающей корке из затвердевшего топлива математически описывается одномерным уравнением теплопроводности с введенной δ -функцией

$$[c_p(r, T) - R_m \delta(T - T_m)] \frac{\partial T(r, t)}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\lambda(r, T) \cdot r \frac{\partial T(r, t)}{\partial r} \right] + q_v(r, t), \quad (9)$$

где r - радиальная координата. Уравнение (9) описывает радиальную передачу тепла в стенках канала (в случае ТВС - в оболочке и в сердечнике твэла, а в боковых каналах - в стенке чехла) и в твердых корках в направлении наибольшего градиента температуры. За счет члена с δ -функцией оно учитывает движение внутреннего фазового фронта (границы плавления) в стенке (начинающееся в оболочке твэла в рассматриваемых условиях с внешней поверхности). Уравнение (9) дополняется граничными условиями (ГУ) в элементах твэла и условиями на твердой корке. Между стенкой и коркой из затвердевшего материала используется ГУ четвертого рода. На внешней поверхности затвердевшего материала используется конвективное условие с учетом выделения/поглощения скрытой теплоты плавления

$$\lambda(r, T) \frac{\partial T(r, t)}{\partial r} \Big|_{r=y-} + \alpha_w (T_w - T_{Lf}) = R_m^f \frac{\partial y(t)}{\partial t}, \quad (10)$$

$$T(y, t) = T_m^f,$$

где y - радиальная координата внешней поверхности твердой корки. Рассчитываемая толщина корки используется для определения величин $d_i(x, t)$ и $F(x, t)$, используемых в (5) и (8).

Величина коэффициента теплоотдачи α_w от движущегося топлива к его коркам на стенках канала рассчитывается по формулам из [6].

Для дискретной аппроксимации интегродифференциального уравнения (5) использован метод Рунге-Кутты. Задача теплообмена решается численно. Упрощенное уравнение энергии для движущегося расплава, сведенное к уравнению теплопроводности (8) с конвективным членом, нелинейностью в источниковом члене и дополнительным коэффициентом, учитывающим непостоянство проходного сечения канала по его длине и во времени, и уравнение теплопроводности (9) для стенок канала (в частности, для твэла) и твердых корок на стенках решены методом конечных разностей.

Для расчета параметров движения расплава и его температуры разработана программа TRELM, объединяющая подпрограммы RELM и TRAMS-TRELM. По подпрограмме RELM вычисляются значения скорости по высоте столба движущегося расплава и высотные координаты передней и задней кромок. По подпрограмме TRAMS-TRELM, разработанной на основе усложненной версии подпрограммы TRAMS [7], вычисляются высотные нестационарные распределения температуры в расплаве и значения коэффициента теплоотдачи к твердой корке. Вычисления по указанным подпрограммам проводятся поочередно на каждом шаге по времени. Для расчета нестационарных радиальных распределений температуры в стенках канала (элементах твэла) и в твердой корке и радиальных координат границ раздела фаз в указанных областях используется доработанная версия программы TRAMS-TWEL [8]. Расчеты по программам TRELM и TRAMS-TWEL проводятся отдельно,

но с использованием данных друг от друга по разработанной итерационной схеме. Обмен данными между TRELM и TRAMS-TWEL производится через файлы данных на диске. При этом выходные данные в такие файлы выводятся в последовательности и формате, соответствующих последовательности и формату чтения другой программой.

Опубликованные результаты экспериментов THEFIS [9] с расплавом оксида алюминия в цилиндрических кварцевых трубах разного диаметра под воздействием небольших перепадов давлений ($< 0,1$ МПа) позволили оценить физическую точность разработанной расчетной методики. В расчетах с помощью этой методики значения теплофизических параметров принимались равными рекомендованным экспериментаторами и приведенным в [9]. Результаты

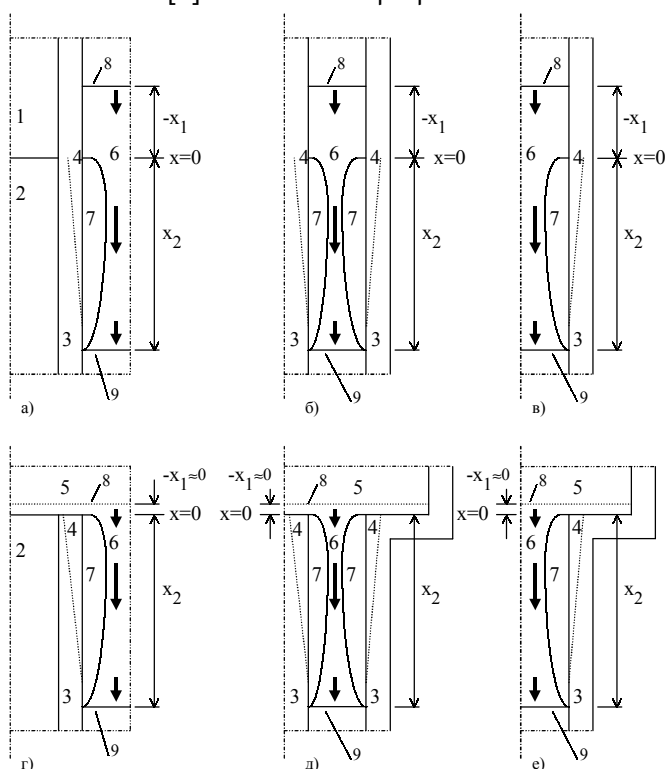


Рис. 1. Расчетные схемы перемещения расплавленного топлива в межтвэльном канале (а, г), в кольцевом канале (б, д) и в трубе (в, е): а, б, в - первая схема; г, д, е - вторая схема; 1 - топливный сердечник твэла; 2 - сердечник твэла из воспроизводящего материала; 3, 4 - соответственно твердый и расплавленный материал оболочки твэла (а, г), трубы (б, в, д, е), осевого стержня (б, д); 5 - бассейн расплава; 6 - перемещающийся расплав; 7 - твердая корка из затвердевшего расплава; 8, 9 - задняя и передняя кромки перемещающегося расплава соответственно

расчетов процесса перемещения и затвердевания расплавленного оксида алюминия в кварцевой трубе диаметром 2 мм показаны на рис. 1-4.

На первом шаге вычислений по программе TRELМ, проводящихся без учета сужения канала и увеличения вязкости движущегося расплава, получено, что основной прирост скорости расплава происходит за короткий промежуток времени (рис. 2а) - в течение нескольких сотых долей секунды. По мере быстрого роста высоты столба жидкости (рис. 2б) меняющееся соотношение приложенных к увеличивающейся массе силы давления на заднюю кромку, силы тяжести и сил трения, которые растут с увеличением протяженности участка соприкосновения столба жидкости со стенкой трубы и скорости, приводит к обратному (направленному вниз) ускорению и соответствующему некоторому понижению скорости. Температура стенки трубы, рассчитанная по программе TRAMS-TWEL с использованием вышеописанных данных, при соприкосновении с расплавом быстро увеличивается (рис. 3). Однако плавления стенок не происходит, что согласуется с экспериментальными данными. Полная блокировка сечения затвердевшим оксидом алюминия первоначально образуется на расстоянии около 16 см от входа в момент 0,64 с. Передняя кромка расплава к этому времени, принятому здесь за момент остановки движения, достигает высоты 88,7 см. Полученная по упрощенной модели расчетная дистанция проникновения расплава в канал диаметром 2 мм в 3,7 раза превышает экспериментальное значение, равное 23,5 см.

Полученные на втором шаге вычислений по программе TRELМ (с учетом рассчитанного по программе TRAMS-TWEL сужения канала твердой коркой на стенке) значения скорости неодинаковы по длине канала. При этом скорость течения на входе в канал выше скорости перемещения передней кромки (рис. 2а). Максимальные же значения достигаются в местах наибольшей блокировки канала. Увеличение силы трения с уменьшением проходного сечения по всей длине столбика жидкости в трубе приводит, в конце концов, к снижению скорости до нулевого значения сначала на передней кромке. В итоге прекращение движения происходит раньше, чем в соответствии с моделью простой теплопроводности. Соответственно дистанция проникновения в канал сокращается до 30,8 см. Причем это происходит при блокировке только части проходного сечения. Максимальная толщина корки составляет 0,76 мм в точке на расстоянии 12 см от входа в трубу.

Вышеописанные промежуточные результаты получены в предположении, что затвердевание расплава происходит в нулевом интервале температуры. Для сопоставления результатов вычислений, получаемых с учетом наличия ненулевого интервала температур плавления, с предшествующими результатами ранее использованное значение температуры плавления оксида алюминия, равное 1827 °С, принимается в качестве точки солидуса. При этом, по-прежнему, полагается, что отложение материала расплава в твердую корку на стенках канала происходит при этой температуре. В таком случае температура потока будет выше этой точки. Часть потока будет охлаждаться ниже верхней границы интервала температур плавления (точки ликвидуса), т.е. эта часть будет представлять собой двухфазный поток, состоящий из жидкого материала и твердых частиц. В соответствии с известной моделью объемного затвердевания (см., например, [5, 10]) вязкость такого потока при определенной доле твердых частиц становится настолько высокой, что поток, в конце концов, останавливается. В реальном потоке, имеющем неравномерный по сечению профиль скорости, остывание жидкости ниже точки ликвидуса может происходить сначала у стенок канала. В предлагаемой модели с усредненными по сечению параметрами принимается, что образование двухфазной области начинается по всему сечению от точки, в которой среднее по сечению зна-

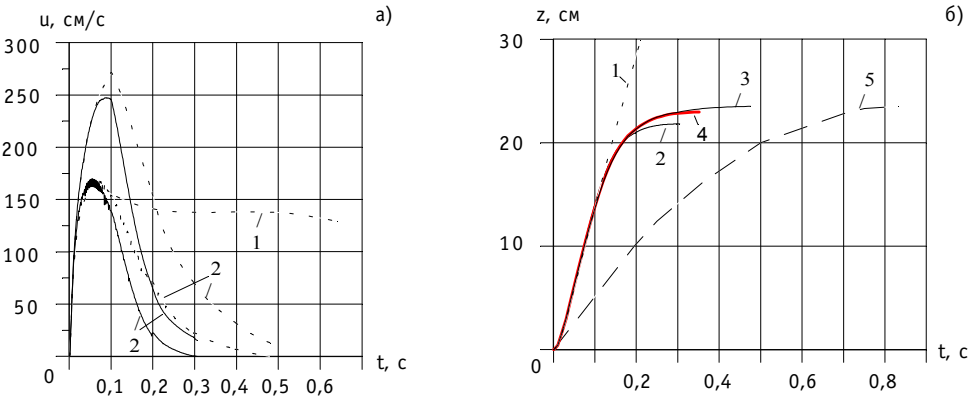


Рис. 2. Скорости перемещения передней и задней кромок (а) и координата передней кромки (б) расплава оксида алюминия в эксперименте THEFIS с диаметром трубы 2 мм: 1, 2, 3, 4 - полученные на первом, втором, третьем и четвертом шагах вычислений по программе TRELМ соответственно; сплошные и мелкопунктирные линии - с учетом (со второго шага) и без учета возрастания вязкости расплава соответственно; 5 - экспериментальные данные

чение температуры понижается за точку ликвидуса. Значение температуры ликвидуса оксида алюминия в последующих расчетах принимается равным 1952°C ; в таком случае величина интервала температур затвердевания будет равна 125°C - величине, являющейся в соответствии с [11] примерно равной указанному параметру в алюминатных системах при 100% содержании окиси алюминия.

В соответствии с результатами, полученными на втором шаге вычислений по программе TRELМ с учетом сужения канала твердой коркой на стенке и возрастания вязкости расплава при понижении его температуры за точку ликвидуса, температура на передней кромке расплава понижается до точки ликвидуса к моменту 0,041с. Через некоторое время вязкость части потока понижается достаточно для того, чтобы появилось видимое на рис.2а отличие скоростей на концах потока от скоростей, рассчитанных без учета возрастания вязкости. В результате скорость на передней кромке понижается до нулевого значения к моменту 0,305 с значительно быстрее соответствующего результата предшествующих расчетов без учета возрастания вязкости. Дистанция проникновения в канал сокращается до 21,8 см (рис.2б). Значения температуры в расплаве, показанные на рис.4а, при ее понижении за точку ликвидуса уменьшаются намного меньше, чем в предшествующих вычислениях благодаря большей теплоемкости материала, в эффективной величине которой учитывается скрытая теплота фазового перехода. К моменту остановки потока величина вязкости увеличивается на два порядка, преимущественно вблизи передней кромки (рис.4б). Прекращение движения сначала на передней кромке (рис.4в) происходит при блокировке еще меньшей части проходного сечения (рис.4г). Мак-

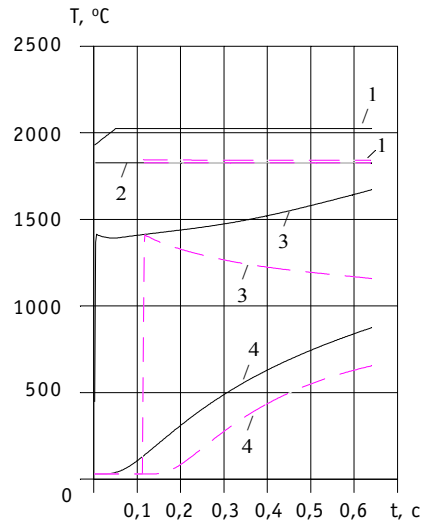


Рис. 3. Температура на поверхностях трубы и корки затвердевшего расплава в эксперименте THEFIS с диаметром трубы 2 мм: сплошные кривые - в точке входа ($z=0$); пунктирные кривые - в месте наибольшей блокировки проходного сечения трубы ($z=16$ см); 1 - температура движущегося расплава; 2 - температура затвердевания оксида алюминия (на границе движущегося расплава с твердой коркой); 3 - температура на границе внутренней поверхности трубы с твердой коркой; 4 - температура на наружной поверхности трубы

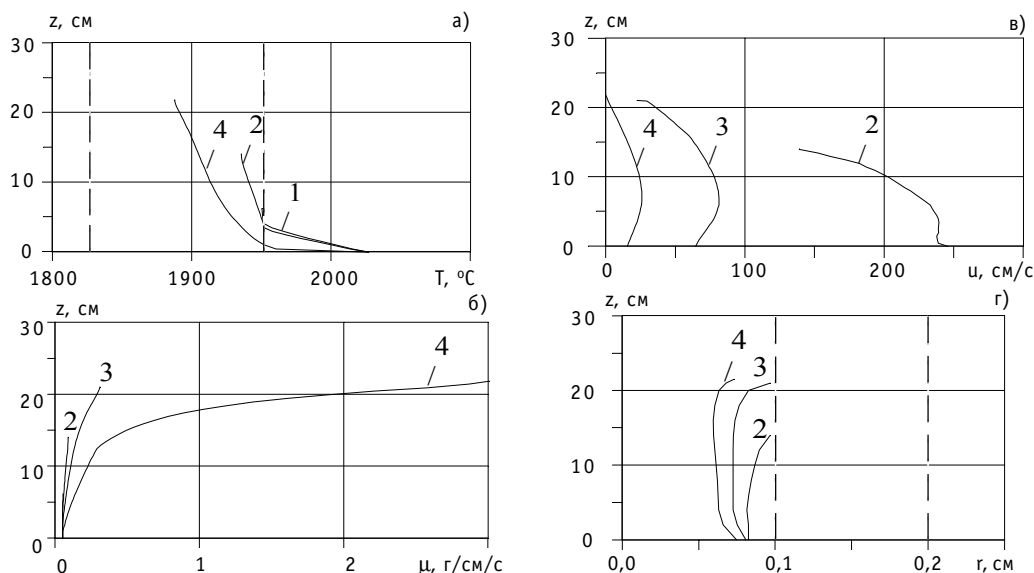


Рис. 4. Высотные профили температуры (а), вязкости (б) и скорости (в) перемещающегося расплава окиси алюминия, полученные на втором шаге вычислений по программе TRELM с учетом возрастания вязкости расплава, и координаты фронта затвердевания в трубе по радиусу и высоте (г), полученные на втором шаге вычислений по программе TRAMS-TWEL, в эксперименте THEFIS с диаметром трубы 2 мм: 1, 2, 3, 4 - $t = 0,05, 0,1, 0,2, 0,305$ с; пунктирные линии - температура ликвидуса и солидуса (а) и внутренний и наружный радиусы трубы (г)

симальная толщина корки составляет 0,41 мм в точке на расстоянии 16 см от входа в трубу.

Разработанная методика не позволяет достаточно корректно описывать последующий ход во времени процесса затвердевания неподвижного материала в канале. После остановки потока жидкий и, ближе к передней кромке, двухфазный материал неизбежно окончательно затвердеет по всему своему объему в трубе, что и имело место в экспериментах THEFIS.

На последующих шагах вычислений по программам TRELM и TRAMS-TWEL полученные значения длины проникновения расплава в трубу равны 23,5 и 22,9 см в моменты 0,47 и 0,35 с соответственно.

Настоящие численные результаты демонстрируют сходимость выбранной вычислительной схемы. Уже после второго шага вычислений по программе TRELM значение длины проникновения меняется слабо. Отличие же значений времени остановки потока намного большее, т.е. сходимость

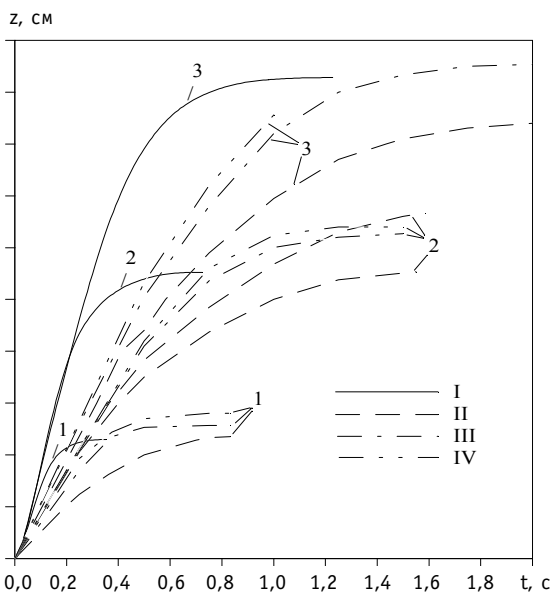


Рис. 5. Координата передней кромки расплава окиси алюминия в эксперименте THEFIS: 1 - с диаметром трубы 2 мм; 2 - с диаметром трубы 3 мм; 3 - с диаметром трубы 4 мм; 4 - с диаметром трубы 5 мм; I - расчетные данные по методике настоящей работы; II - экспериментальные данные; III - расчетные данные по программе TRACRUF; IV - расчетные данные по программе PLUG

по данному параметру более медленная. К тому же полученные значения времени остановки потока больше отличаются от экспериментальных данных. Полученные на третьем шаге вычислений по программе TRELM значения длины проникновения и времени остановки потока отличаются от значений, полученных на предыдущем шаге, на 8 и 56% соответственно, на четвертом шаге - на 2,5 и 26%. От экспериментальных данных значения длины проникновения и времени остановки, вычисленные на четвертом шаге, отличаются на 2,5 и на 57% соответственно.

Численные результаты, полученные по предлагаемой методике с использованием четырех итераций, в сравнении с результатами других методик расчета рассматриваемого процесса, приведенными в [9], показаны на рис.5. Видно, что значения длины продвижения, полученные по предлагаемой модели при принятых значениях теплофизических параметров, более близки к экспериментальным данным. Однако с помощью кодов TRACRUF и PLUG более точно описывается ход процесса во времени, но тоже, как и по кодам TRELM и TRAMS-TWEL, намного опережая реальное течение процесса.

Таким образом, численные результаты, полученные по разработанной расчетной методике для схемы с неограниченным количеством расплава, удовлетворительно согласуются с данными экспериментов THEFIS с оксидом алюминия в трубах разного диаметра и расчетными данными других методик. При использованных значениях теплофизических параметров отличие между расчетными и экспериментальными значениями длины проникновения расплава в трубу составляет 2,5-10,5%. Отличие между соответствующими значениями времени остановки потока составляет 38-57%.

Литература

1. Уолтер А., Рейнольдс А. Реакторы-размножители на быстрых нейтронах. Пер. с англ. - М.: Энергоатомиздат, 1986. - 624 с.
2. Best F.R., Wayne D., Erdman C. A Fuel Freezing Model for Liquid-Metal Fast Breeder Reactor Hypothetical Core Disruptive Accidents // Nuclear Science and Engineering. - 1985. - № 89. - P.49-60.
3. Гинзбург И.П. Прикладная гидрогазодинамика. - Л.: Изд-во ЛГУ, 1958.
4. Боришанский В.М., Кутателадзе С.С., Новиков И.И., Федьинский О.С. Жидкометаллические теплоносители. - М.: Атомиздат, 1967. - 296 с.
5. Propagation of the Molten Fuel out of a Faulted Subassembly: the SCARABEE Programme and the Supporting Experiments - Preliminary Results and Analysis / M. Schwarz, K. Miller, B. Duret, G. Berthoud, R.B. Tattersall. - Science and Technology of FAST REACTOR SAFETY: Proc. of an intern. conf. held in Guernsey on 12-16 May 1986. - BNES, London, 1987. - V. 1. - P.257-262.
6. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы)/Под общей ред. П.Л. Кириллова. - М.: Энергоатомиздат, 1984. - 296 с.
7. Власичев Г.Н. Метод численного решения одномерных задач Стефана двух типов // ИФЖ. - 1993. - Т. 65. - № 3. - С.332-340.
8. Власичев Г.Н. Комплекс программ расчета аварийных процессов с плавлением внутрикорпусных материалов быстрого реактора//Атомная энергия. - 1994. -Т. 76. - Вып. 6. - С.459-465.
9. Benuzzi A., Biasi L. Sensitivity of Penetration Lengths of Molten Aluminium in Quartz-Glass Tubes // Science and Technology of FAST REACTOR SAFETY: Proc. of an international conference held in Guernsey on 12-16 May 1986. - BNES, London, 1987. - V. 2. - P.329-333.
10. Peppler W., Kaiser A., Will H. Freezing of a Thermite Melt Injected into an Annular Channel // Exper. Thermal and Fluid Science. - 1988 - P.335-346.
11. Диаграммы состояния силикатных систем. Справочник (Вып. 1. Двойные системы). - Л.: Наука, 1972.

Поступила в редакцию 28.02.2000.

УДК 620.93

Experimental Research of Plasm-chemical Reactors Based on Frontal Ionization Waves \V.S. Kayokin, D.V. Meshalkin, V.K. Semyenov; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 4 pages, 5 illustrations. – References, 4 titles.

Electric and thermal characteristics of discharge elements of plasm-chemical reactors based on frontal ionization waves, developed in the Ivanovo State Power University are investigated experimentally. The reactors can be utilised both for elimination of harmful-gaseous admixtures from exhaust gas mixtures, and for synthesis of ozone from free air.

УДК 532.526.4:621.039.533.34

Determination of Consumption Using Maximal Velocity and Pressure Overfall \E.F. Avdeev, V.V. Bol'shunova, A.V. Vinogradov; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 6 pages, 2 illustrations, 1 table. – References, 5 titles.

A new method is suggested for determination of the consumption during turbulent flow in pipes. The method is based on measured values of the maximal velocity and pressure overfall of the flow. Using four different classical velocity distributions identical as to the structure, formula for the consumption was obtained and its geometrical interpretation is given. The relation of maximal and average velocities is defined more accurately and it is confirmed experimentally that the consumption can be determined using the method of successive approximations on the base of measured maximal velocity alone.

УДК 621.039.586 : 536.42

Model of Melten Fuel Relocation and Solidification in Undercore Channels During Fast Reactor Severe Accident \G.N. Vlasichev; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 10 pages, 5 illustrations. – References, 11 titles.

The model is developed for the relocation and solidification of melted fuel in the pass of coolant channels of lower blanket under severe accident with the core meltdown. The model incorporates models of thermal conductivity and volumetric solidification and takes into account the narrowing of a channel and increase of relocating melt viscosity. The dynamics of changes both of the solidcrust thickness in a channel and the depth of channel material meltthrough is considered within the frames of the model. Numerical results consistent with experimental data is obtained as to the length of penetration of aluminium oxide melt into quartz pipes of different diameter in relation to the THEFIS experiment conduction.

УДК 621.039.59

Burning of Plutonium in System of VVER and BN reactors with Its Recycling \A.V. Petrov, S.G. Usynina, V.A. Chirkov; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 5 pages, 5 illustrations, 1 table. – References, 6 titles.

Different schemes of plutonium circulation in VVER and BN reactors are considered in the paper. Variants of plutonium circulation and burning in the closed fuel cycle according to the separate scheme (reactor of each type utilizes only its own plutonium) and in the symbiotic VVER- BN system are investigated. It is shown that multiple usage of plutonium is the most effective in a system of reactors of different type. Presence of fast reactors in the system allows to improve utilization of plutonium in thermal reactors.

УДК 51-72:621.039.526

Failures of reactor runaway. The elementary models and regularities \N.M. Kadjuri; Editorial board of journal "Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika" (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2000. – 7 pages, 2 illustrations, 1 table. – References, 4 titles.

The temporal behaviour of the fast reactor power when introducing the reactivity with high rates (up to 50 β/c) is considered. It is shown that the energy release during an outburst is proportional