

УДК 629.039.58

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЛАВЛЕНИЯ ОБОЛОЧКИ ТВЭЛА И ПЕРЕМЕЩЕНИЯ РАСПЛАВА В ТВС РЕАКТОРОВ ТИПА "БН" КОДОМ "СОКРАТ-БН"

И. С. Вожаков, Э. В. Усов, В. С. Жданов, М. Е. Кузнецова, А. Е. Киселёв, Р. В. Чалый
(Новосибирский филиал ИБРАЭ РАН; ИБРАЭ РАН, г. Москва)

Представлена модель для описания процессов плавления и перемещения расплава оболочки твэла внутри ТВС быстрых реакторов с натриевым теплоносителем. Модель основана на предположении о пленочном характере течения расплава оболочки твэла. Проведена первичная верификация разработанной модели на задачах, имеющих аналитическое решение, а также кросс-верификация на эксперименте серии R, выполненном на реакторе TREAT.

Ключевые слова: быстрый реактор, твэл, оболочка, плавление, моделирование, СОКРАТ-БН.

Введение

Одним из ключевых элементов при обосновании безопасной эксплуатации ядерных энергетических установок (ЯЭУ) является расчет процессов, протекающих при развитии тяжелых аварий с плавлением и разрушением тепловыделяющих элементов (ТВЭлов) активной зоны (АЗ).

Для описания процессов, протекающих при плавлении АЗ легководных реакторов, наилучшие предсказания дают модели, которые опираются на результаты экспериментальных исследований [1]. Это позволяет разработать подробные модели для перемещения расплава и учесть основные факторы, которые влияют на его динамику. Подобные модели используются в кодах СОКРАТ, ICARE2, SCDAP/RELAP5 [2–4].

В процессе разработки интегрального кода СОКРАТ-БН [5] было выяснено, что из-за особенностей конструкции и физических свойств материалов ТВЭлов реакторов, охлаждаемых жидким натрием (реакторы типа БН), использовать модели, разработанные для легководных реакторов, не представляется возможным.

Особенностями быстрых реакторов являются высокие удельные энерговыделения и низкие рабочие давления, которые приводят к тому, что при закипании теплоносителя в процессе развития аварии с потерей расхода скорость течения паров натрия может достигать сотен метров в се-

кунду, что оказывает значительное влияние на динамику течения расплава материалов ТВЭлов.

Для обоснования безопасности быстрых реакторов с натриевым теплоносителем за рубежом используются расчетные коды семейств SAS и SIMMER.

Код SAS4A применяется для описания начальной стадии аварии с плавлением АЗ. Модель, используемая в коде SAS4A [6] для расчета разрушения твэла, предполагает детальное описание многих процессов, происходящих на начальном этапе аварии: плавление и перемещение оболочки, плавление и перемещение топлива внутри твэла, разрушение твэла и выброс расплава топлива и оболочки в канал теплоносителя.

Семейство кодов SIMMER [7] изначально разрабатывалось для анализа переходной стадии аварии, которая сопровождается полным разрушением АЗ. Современная версия кода может быть использована также и для анализа процессов, происходящих в единичной ТВС. В настоящее время широкая область применимости кода связана с развитой системой соотношений, используемых для описания динамики поведения многофазного потока.

В России основные работы по обоснованию проектов реакторных установок типа БН проводились в ГНЦ РФ-ФЭИ им. Лейпунского. Там же был разработан код COREMELT [8], который

для моделирования физических процессов на этапе тяжелой аварии использует подходы, близкие к применяемым в коде SIMMER-III. Процессы разрушения АЗ в коде COREMELT рассчитываются в приближении пористого тела [9]. При расчете перемещения расплава в каналах с теплоносителем используется многоконтинуальная модель [10].

В настоящей работе для анализа событий в быстром реакторе предполагается применять подход, учитывающий особенности конструкции твэла быстрого реактора, т. е. подробно рассматривать структуру твэла и связанные с этим особенности в процессах плавления и перемещения расплава. Предложенный подход позволяет детально описывать поведение расплава на начальном этапе тяжелой аварии.

Модель плавления и перемещения расплава

В реакторной установке БН могут реализовываться два основных механизма разрушения твэла. Первый механизм обусловлен высокой энергонапряженностью АЗ и низкой теплопроводностью оксидного топлива. В условиях резкого роста реактивности (авария типа УТОР в международной классификации) быстрое увеличение мощности при низкой скорости отвода тепла может привести к плавлению или диспергированию топливного сердечника еще до того, как будет разрушена оболочка. Второй механизм обусловлен разогревом оболочки из-за ухудшения отвода тепла с поверхности твэла при кризисе кипения, вызванного снижением расхода теплоносителя (авария типа ULOF). При таких условиях твэл нагревается постепенно, а значительное различие температур плавления топлива и оболочки приводит к тому, что первой начинает плавиться оболочка твэла.

Модель, представленная в настоящей работе, описывает разрушение твэла в соответствии со вторым механизмом. Результаты экспериментов, проведенных на реакторе TREAT [11], и визуальных наблюдений перемещения расплава оболочки [12] могут быть интерпретированы как свидетельства о том, что при умеренных скоростях набегающего газового потока (до 100 м/с) расплав перемещается по твэлу в виде пленки. При больших скоростях пленка разбивается на ручейки. Поэтому базовым предположением модели является представление о том, что после

плавления расплав оболочки движется в виде жидкой пленки под действием сил гравитации и трения с потоком газа.

Предположение о преобладании в начале движения расплава пленочной структуры позволяет построить соответствующую данному режиму математическую модель, что нашло отражение в работах многих авторов [13–15]. Однако недостатком работ [14, 15] является предположение о равенстве толщины пленки во всех точках вдоль направления движения. Использование данного предположения не совсем корректно. Так, в работе [16] показано, что пленка, увлекаемая трением со стороны газового потока (без учета капиллярных и инерционных сил), имеет линейный профиль по толщине: $\delta(z, t) \approx \frac{\mu_m z}{\tau_i t}$. При движении под действием силы тяжести профиль становится еще более неравномерным: $\delta(z, t) \approx \sqrt{\frac{\mu_m z}{\rho_m g t}}$. Здесь, δ — толщина пленки расплава; z — координата в направлении движения; τ_i — напряжение трения на границе с газовым потоком; μ_m — динамическая вязкость расплава; ρ_m — плотность расплава. Для того чтобы с хорошей точностью рассчитывать перемещение расплава, необходимо учитывать значительную неравномерность толщины пленки вдоль направления ее движения, т. е. решать полное уравнение сохранения массы для каждой пространственной точки.

Изменение массы расплава в выделенном объеме может быть найдено из уравнения баланса

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho_m dV = - \oint_S \rho_m v_m dS + \Gamma. \quad (1)$$

Данное уравнение можно решить с использованием метода конечных объемов:

$$\frac{\partial}{\partial t} m = (\rho_m v_m S)_l - (\rho_m v_m S)_r + \Gamma. \quad (2)$$

В (1) и (2) m — масса расплава в расчетном объеме; v_m — скорость движения расплава; Γ — количество массы, образующееся (исчезающее) за единицу времени в результате плавления (затвердевания); S — площадь поперечного сечения пленки расплава; индексы r и l показывают, что значения переменных берутся на двух (правой и левой) границах (одномерный случай).

Аналогично для выделенного объема записывается уравнение сохранения импульса. При расчете учитывается взаимодействие с газовым

потоком, сила тяжести и трение расплава с твердой стенкой:

$$\begin{aligned} \frac{\partial (mv_m)}{\partial t} + (\rho_m v_m^2 S)_r - (\rho_m v_m^2 S)_l = \\ = F_{gas} + F_{grav} + F_{fric}. \end{aligned}$$

Здесь $F_{gas} = \tau_i S_{gas}$; $\tau_i = \lambda_g \frac{\rho_g v_g^2}{8}$, где $\lambda_g = 0,02 \left(1 + 300 \frac{\delta}{D}\right)$, v_g — скорость газового потока; S_{gas} — площадь расплава, взаимодействующего с газовым потоком; D — гидравлический диаметр канала; $F_{grav} = mg$ — сила тяжести; $F_{fric} = \lambda_w \frac{\rho_m v_m^2}{8} S_{wall}$ — сила трения с твердой стенкой, где S_{wall} — площадь соприкосновения расплава с твердой стенкой.

Трение с газовым потоком рассчитывается по известной формуле [17], которая была получена для течения пленки воды. Использование формулы для расплава металла оправдано по причине подобия гидродинамики жидких металлов и воды. Так как скорость газового потока ($v_g \approx 100$ м/с) значительно выше скорости перемещения расплава ($v_m < 1$ м/с), скоростью расплава можно пренебречь. То есть расплав можно считать неподвижным относительно газового потока. Выбор коэффициента трения определяется режимом течения газового ядра.

Для ламинарного режима используется коэффициент трения, полученный для гладкой ламинарной пленки, стекающей по поверхности, которая расположена под углом θ к горизонту:

$$\begin{aligned} \lambda_w = \frac{64}{Re_m} - \frac{8 \sin \theta}{3Fr}, \\ Re_m = \frac{\rho_m v_m 4\delta}{\mu_m}, \quad Fr = \frac{v_m^2}{g\delta}. \end{aligned} \quad (3)$$

В то же время в модели стекания оболочки кода SAS4A [13] используется следующее соотношение для расчета коэффициента трения расплава со стенкой:

$$\lambda_w = \frac{64}{Re_m}. \quad (4)$$

Можно показать, что скорость течения расплава при чисто гравитационном стекании, рассчитанная с помощью (3), совпадает с результатами теоретических расчетов работы [16], тогда как по формуле (4) скорость будет завышена в полтора раза.

Для турбулентного режима с удовлетворительной точностью для расчета коэффициента

трения пленки со стенкой могут быть использованы обычные эмпирические корреляции для трения в круглых трубах, например корреляция Блазиуса:

$$\lambda_w = \frac{0,316}{Re_m^{0,25}}.$$

Для решения тепловой задачи с учетом фазовых переходов и определения массы образовавшегося материала было предложено решать уравнение теплопроводности в энтальпийной формулировке в отличие, например, от кодов SAS4A [13] и SIMMER [7], использующих температурную формулировку. Преимущество энтальпийной формулировки состоит в том, что она позволяет с хорошей точностью описывать процессы плавления и затвердевания. Кроме того, по сравнению с температурной формулировкой энтальпийная является более естественной, поскольку энтальпия при фазовом переходе изменяется непрерывно [18]:

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} = \text{div}(\lambda \text{grad } T) + q.$$

Здесь ρ — плотность; h — удельная энтальпия; λ — коэффициент теплопроводности; T — температура; q — объемные источники тепла.

Использование энтальпии позволяет однозначно определить температуру и фазовое состояние контрольных объемов.

Тестирование модели

Верификация разработанной модели проводилась на задачах, которые имеют аналитическое решение, а также на результатах вне реакторных экспериментов исследования плавления твэлов.

В частности, решение уравнения теплопроводности с учетом фазового перехода проверялось на известной задаче Стефана о плавлении цилиндра. При проведении численного эксперимента рассматривался цилиндр с твердым материалом при температуре плавления T_m . В начальный момент времени температура боковой поверхности мгновенно повышается до температуры $T_w > T_m$ и поддерживается такой на протяжении всего процесса.

Процесс плавления в цилиндре при постоянной температуре стенки описывается системой уравнений, в которую входят уравнение теплопроводности и граничные условия, в том числе на подвижной границе фаз, с учетом фазового перехода.

Решение такой задачи известно [19] и может быть представлено в виде зависимости координаты фронта плавления от времени:

$$\frac{\eta^2}{2} \ln \frac{R}{\eta} - \frac{1}{4} (R^2 - \eta^2) = \frac{-\lambda (T_w - T_m)}{\rho L} t.$$

Здесь λ — коэффициент теплопроводности; ρ — плотность (считается, что она не меняется при фазовом переходе); L — скрытая теплота плавления; η — расстояние от оси цилиндра до фронта плавления; R — радиус цилиндра.

Время полного плавления цилиндра будет равно

$$t_m = \frac{\rho L R^2}{4\lambda (T_w - T_m)}. \quad (5)$$

Зависимость координаты фронта плавления от времени была найдена численно решением уравнения (5) методом Ньютона. На рис. 1 представлено сравнение аналитического решения и расчетных значений. Проведено три численных эксперимента с различными параметрами, так что в соответствии с формулой (5) время полного плавления должно было составить 250, 500 и 1000 с. Результаты расчетов представлены на рисунке тремя соответствующими наборами точек.

Расхождение в самом конце процесса плавления обусловлено дискретизацией расчетной области. Скорость движения фронта плавления зависит от соотношения площади оставшейся твердой части к ее объему. Но в результате разбиения расчетной области на конечные объемы

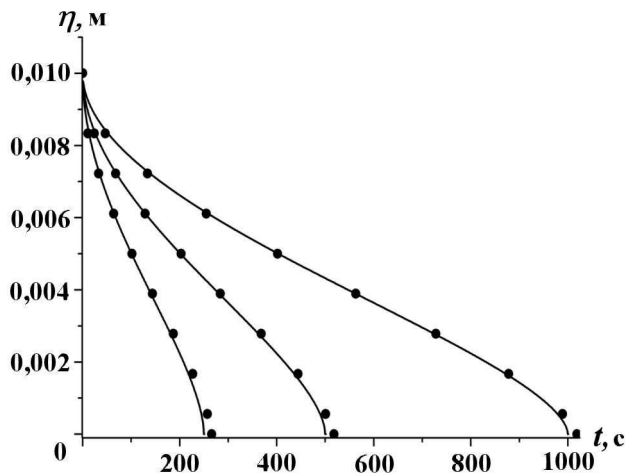


Рис. 1. Координаты фронта плавления в зависимости от времени: • — расчет; — — аналитическое решение

это соотношение меняется скачком при переходе фронта плавления из одной расчетной ячейки в другую, что приводит к накоплению численной ошибки, которая становится наиболее заметной, когда объем и площадь стремятся к нулю.

Для проверки разработанной модели стекания было проведено моделирование перемещения расплава стальной оболочки по одномерному стержню под действием гравитационных сил и сил трения со стороны газового потока. При моделировании предполагалось, что расплав не обменивается энергией ни со стержнем, ни с газовым потоком.

В численном эксперименте рассматривались два сценария. В первом сценарии конечная масса расплава, находящаяся на одном из концов горизонтального стержня, перемещается под действием сил трения со стороны газового потока. Во втором сценарии расплав находится на верхнем конце вертикального стержня и стекает под действием силы тяжести.

Стационарная скорость пленки при воздействии на нее силы трения со стороны газового потока [16] имеет вид

$$v_m = \frac{\tau_i \delta_m}{2\mu_m}.$$

В таком случае расстояние, на которое переместилась граница расплава [16], равно

$$x_n = \left(\frac{2A\tau_i t}{\mu_m} \right)^{1/2}.$$

Здесь A — площадь поперечного сечения пленки:

$$A = \int_0^{x_n} \delta_m(x, t) dx = \frac{2}{3} \sqrt{\frac{\mu_m x^3}{\rho_m g t}}.$$

Стационарная скорость течения пленки при воздействии на нее только гравитационных сил имеет вид [16]

$$v_m = -\frac{\rho_m g \delta_m^2 \sin \theta}{3\mu_m},$$

где θ — угол наклона стержня к горизонту. В таком случае расстояние, на которое переместилась граница расплава, равно

$$x_n = \left(\frac{9A^2 \rho_m g t}{4\mu_m} \right)^{1/3}.$$

На рис. 2 представлено сравнение результатов численного расчета положения границы расплава и его аналитического решения. Расчеты выполнены для двух сценариев — перемещения под действием силы трения со стороны газового потока и стекания под действием гравитации. Видно хорошее согласие результатов расчетов с использованием кода СОКРАТ-БН и аналитического решения.

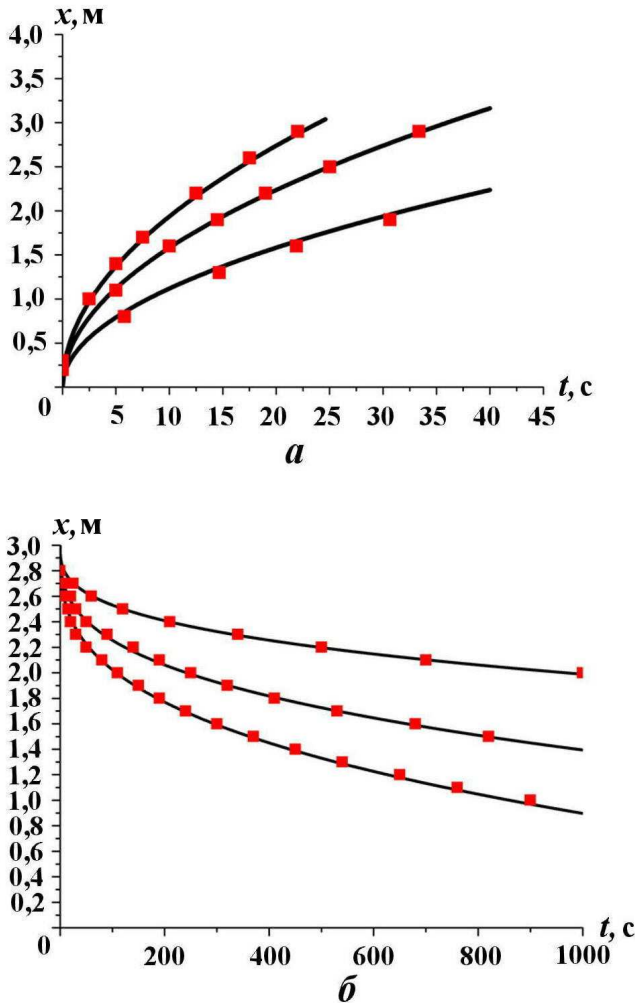


Рис. 2. Положение границы пленки в различные моменты времени: a — при воздействии газовым потоком; b — при стекании под действием гравитации; — — аналитическое решение; ■ — расчет

Для верификации модели плавления и стекания оболочки было проведено моделирование эксперимента, выполненного в Аргонской национальной лаборатории на 7-стержневой сборке с натриевым теплоносителем [20].

Эксперимент выполнен в рамках R-серии на петле реактора TREAT. Петля включала в се-

бя напорную камеру, участок входного дросселирования, пучок из семи твэлов типа FFTF и специальный резервуар, имитирующий верхнюю камеру реактора со свободным уровнем натрия и газовой подушкой над ним. Петля имела U-образную форму и представляла собой разомкнутую систему. Вход был подключен к питательному баку высокого давления, а выход — к сбросному резервуару с относительно низким давлением. Разность давлений между баками образовывала движущий напор циркуляции. Имитация условий аварии ULOF осуществлялась посредством сброса давления в газовой подушке питательного бака.

На рис. 3 представлено сравнение результатов расчетов границ расплава с использованием кодов СОКРАТ-БН и SAS3A.

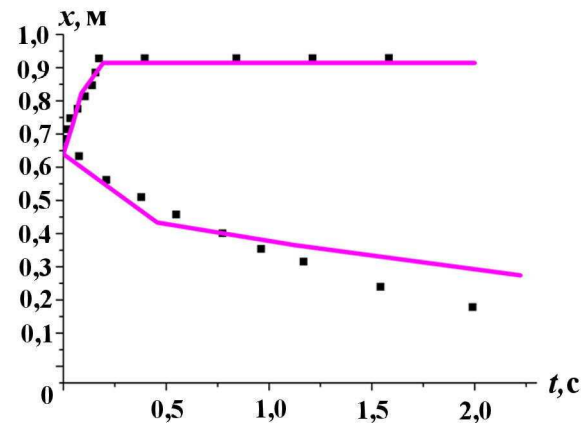


Рис. 3. Границы расплавленной оболочки в эксперименте R-4 в зависимости от времени после начала плавления: — — СОКРАТ-БН; ■ — SAS3A

Заключение

Разработана и внедрена модель, позволяющая описывать плавление и перемещение расплавленных оболочек твэлов реакторов типа БН. Тестирование модели проведено на задачах, имеющих аналитическое решение, с использованием кода SAS3A выполнена кросс-верификация на эксперименте серии R реактора TREAT.

Представленная модель может быть применена только к начальной стадии аварии, когда расплавлены только несколько твэлов и можно пренебречь эффектом реактивности, связанным с разрушением твэлов.

Список литературы

1. Палагин А. В. Физическая модель перемещения расплавленных материалов на начальном этапе разрушения активной зоны АЭС // Известия АН. Энергетика. 2002. № 4. С. 93—100.
2. Adroguer B., Bourdon S., Gonzalez R. Analysis of Fuel-Cladding Interaction in PHEBUS SFD Tests Using the ICARE2 Code. IAEA-TECDOC-706, 1993.
3. Allison C. M., Hohorst J. K. An assessment of RELAP/SCDAPSIM/MOD3.2 using bundle heating and melting experiments with irradiated fuel // 11th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-11). Tokyo, Japan. April 20—23, 2003.
4. Mladin M., Dupleac D., Prisecaru I. SCDAP/RELAP5 application to CANDU6 fuel channel analysis under postulated LLOCA/LOECC conditions // Nucl. Eng. and Design. 2009. Т. 239, No 2. P. 353—364.
5. Кудашов И. Г., Лежнин С. И., Семёнов В. Н. и др. Моделирование процессов кипения натрия в одномерном двухжидкостном приближении кодом СОКРАТ-БН // Атомная энергия. 2011. Т. 111. Вып. 3. С. 137—139.
6. Tentner A. M., Miles K. J., Kalimullah et al. Fuel Relocation Modeling in the SAS4A Accident Analysis Code System. Argonne National Laboratory Reactor Analysis and Safety Division, 1986.
7. Yamano H., Fujita S., Tobita Y. et al. SIMMER-III: A Computer Program for LMFBR Core Disruptive Accident Analysis. Japan Nuclear Cycle Development Institute. JNC TN9400 2003-071, 2003.
8. Ашурко Ю. М., Волков А. В., Раскач К. Ф. Разработка программных модулей для расчета запроектных аварий в быстрых реакторах с учетом пространственно-временной кинетики // Атомная энергия. 2013. Т. 114, № 2. С. 63—67.
9. Ingham D. B., Por I. Transport Phenomena in Porous Media. Oxford, Pergamon, 2002.
10. Нигматуллин Р. И. Динамика многофазных сред. Ч. 1. М.: Физматлит, 1987.
11. Dickerman C. E., Rothman A. B., Klickman A. E. et al. Summary of TREAT Experiments on Oxide Core-Disruptive Accidents. ANL-79-13. Argonne National Laboratory, Reactor Analysis and Safety Division, 1979.
12. Wright S. A., Schumacher G., Henkel P. R. Investigation of fuel and clad relocation during LMFBR initiation phase accidents: the STAR experiment program-1 // Int. Topical Mtg. on Fast Reactor Safety. Knoxville, Tennessee. April 21—25, 1985.
13. ANL/NE-12/4. Chapter 13: Cladding Motion Model CLAP: The SAS4A/SASSYS-1 Safety Analysis Code System. Nuclear Engineering Division, Argonne National Laboratory, 2012.
14. Ishii M., Chen W. L., Grolmes M. A. Molten clad motion model for fast reactor loss-of-flow accidents // Nuc. Sci. and Eng. 1976. Vol. 60. P. 435—451.
15. Власичев Г. Н. Расчетная модель расплавления твэла с учетом перемещения расплавленной оболочки в активной зоне реактора БН при запроектной аварии // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2001. № 3. С. 21—32.
16. Kataoka D. E., Troian S. M. A Theoretical Study of instabilities at the advancing front of thermally driven coating films // J. Colloid and Interface Science. 1997. Vol. 192. P. 350—362.
17. Уоллис Г. Одномерные двухфазные течения. М.: Мир, 1972.
18. Alexiades V., Solomon A. D. Mathematical Modeling of Melting and Freezing Processes. Washington: Hemisphere Publishing Corporation, 1993.
19. Лыков А. В. Теория теплопроводности. М.: Высшая школа, 1967.
20. Dickerman E. Status and summary of TREAT in-pile experiments on LMFBR response to hypothetical core disruptive accidents // ASME Symp. on Thermal and Hydraulic Aspects of Nuclear Reactor Safety. Atlanta, Georgia, 1977.

Статья поступила в редакцию 16.01.15.

SIMULATION OF THE FUEL ELEMENT CLADDING MELTING AND THE MELT TRANSPORT IN A FUEL ASSEMBLY OF THE "BN"-TYPE REACTOR USING THE "SOKRAT-BN" CODE / I. S. Vozhakov, E. V. Usov, V. S. Zhdanov, M. E. Kuznetsova, A. E. Kiselev, R. V. Chalyi (Novosibirsk Branch of the RAS IBRAE; the RAS IBRAE, Moscow).

A model describing the processes of melting and transporting a fuel element cladding inside a fuel assembly of fast reactor with a sodium coolant is presented. The model is based on the assumption of the film-type behavior of a flowing molten cladding of fuel element. The initial verification of the developed model has been performed using problems having analytical solutions, as well as the cross-verification on the results of the series R experiment in TREAT reactor.

Keywords: fast reactor, fuel element, cladding, melting, simulation, SOKRAT-BN.
