

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ТОПЛИВА И НАТРИЕВОГО ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИНТЕГРАЛЬНОГО КОДА ЕВКЛИД/V2¹

© 2022 г. Э. В. Усов^{а, *}, В. И. Чухно^а, И. А. Климонов^а, А. А. Бутов^а,
Н. А. Мосунова^а, В. Ф. Стрижов^а

^аИнститут проблем безопасного развития атомной энергетики РАН,
Большая Тульская ул., д. 52, Москва, 115191 Россия

*e-mail: usov@yandex.ru

Поступила в редакцию 29.03.2022 г.

После доработки 14.04.2022 г.

Принята к публикации 28.04.2022 г.

Настоящая работа посвящена развитию подходов к расчету процессов взаимодействия натриевого жидкометаллического теплоносителя и компонентов разрушенного твэла (топливо и сталь в твердом и жидком состоянии). Подобные процессы могут происходить во время тяжелой аварии при разрушении активной зоны, а также когда разогретые до высокой температуры компоненты твэлов (топливо или оболочка) выбрасываются в поток относительно холодного жидкого теплоносителя либо когда начинается проплавление устройства для сбора топлива расплавом топлива. К причинам аварий с такими последствиями можно отнести резкий рост мощности, вызванный самоходом стрелы, и остановку принудительной циркуляции теплоносителя без срабатывания активных и пассивных систем защиты реакторной установки. Для моделирования теплового взаимодействия предложено использовать многокомпонентную термически неравновесную модель, основанную на решении системы уравнений сохранения массы, энергии и количества движения с соответствующими соотношениями, учитывающими особенности теплового и механического взаимодействия расплава с теплоносителем. Моделирование процессов очень важно для определения скачков давления в реакторной установке при выбросе разрушенных компонентов твэла в поток теплоносителя. Тепловое взаимодействие компонентов с теплоносителем может привести к интенсивному испарению теплоносителя и, как следствие, появлению резких скачков давления, определяемых интенсивностью теплообмена между компонентами и теплоносителем и количеством образующегося пара. Для нахождения скорости теплообмена между различными компонентами используются карты режимов теплообмена и соответствующие каждому режиму замыкающие соотношения.

Ключевые слова: реактор на быстрых нейтронах, расплав, топливо, натриевый теплоноситель, интегральные коды ЕВКЛИД/V2, SAFR, HYDRA-IBRAE/LM

DOI: 10.56304/S0040363622110091

Причина тяжелой аварии с разрушением активной зоны реактора – нарушение баланса между генерацией и отводом тепла при выходе из строя защитных систем АЭС. Наиболее критично появление высоких динамических нагрузок, способных разрушить конструктивные элементы установки. Для реакторных установок с натриевым теплоносителем такие процессы возможны при непосредственном контакте жидкого натрия

с горячим керамическим топливом и при наличии большой поверхности теплообмена. Высокоинтенсивные тепловые взаимодействия топлива и теплоносителя могут привести к крупномасштабному взрывному вскипанию теплоносителя и скачкам давления в корпусе реактора. Кроме того, локальное вскипание натрия опасно из-за возможного введения положительной реактивности, что приводит к росту мощности реактора и еще большему ухудшению последствий аварии.

Традиционно пристальное внимание уделяется проблеме взаимодействия расплава диоксидного топлива и теплоносителя. По этой причине экспериментальные исследования проводились в разных странах в реакторных и вне реакторных условиях. На реакторе TREAT (США) было про-

¹ Исследование выполнено в рамках государственного контракта № Н.40.241.19.21.1068 от 14.04.2021 на осуществление научно-исследовательских работ “Разработка интегрированных систем кодов нового поколения для разработки и обоснования безопасности ядерных реакторов, проектирования атомных электростанций, создания технологий и объектов ядерного топливного цикла. Этап 2021–2023 гг.”.

ведено три серии различных экспериментов: S, E и H и эксперименты по моделированию аварий с потерей теплоносителя [1]. Процессы термического взаимодействия топлива с теплоносителем изучались также в Аргоннской национальной лаборатории (США) [2, 3] и в исследовательском центре ISPRA (Италия) [4]. Подобные исследования проводились и в России в ГНЦ РФ-ФЭИ [5].

Для моделирования тяжелых аварий в реакторе на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем в ИБРАЭ РАН разработан интегральный код ЕВКЛИД/V2 [6, 7]. В составе этого кода для анализа процессов с разрушением активной зоны используется модуль SAFR [8, 9]. Теплогидравлические процессы в натрии, в том числе при его кипении, моделируются с использованием модуля HYDRA-IBRAE/LM [10, 11]. Чтобы расширить область применимости кода ЕВКЛИД/V2 к расчету процессов с выбросом топлива в теплоноситель, была реализована специальная модель, учитывающая перенос компонентов разрушенного ТВЭЛ и их термическое взаимодействие с теплоносителем.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТЕРМИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ КОМПОНЕНТОВ РАЗРУШЕННОГО ТВЭЛА И ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

Подходы к расчету термического взаимодействия компонентов разрушенного ТВЭЛ (в частности, расплава топлива) с теплоносителем основаны на использовании многокомпонентной модели, в рамках которой решаются уравнения сохранения массы, энергии и количества движения для каждого компонента. Компонентами считаются натриевый теплоноситель (жидкая фаза и пары), сталь (жидкая, твердая), топливо (диоксид урана в жидком и твердом состоянии или нитрид урана в твердом состоянии). Система уравнений кода ЕВКЛИД/V2 для моделирования указанных процессов имеет вид

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\varphi_k \rho_k) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi_k \rho_k U_k) &= \Gamma_k^+ - \Gamma_k^- + \sum_i \Gamma_{ik}^{fi}, \\ \frac{\partial}{\partial t}(\varphi_k \rho_k h_k) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z}(A \varphi_k \rho_k h_k U_k) - \varphi_k \frac{dp}{dt} &= \\ &= Q_{k,ext} + \Gamma_k^+ h_{film} - \Gamma_k^- h_k + \sum_i Q_{ik} + \sum_i \Gamma_{ik}^{fi} h_{ik}; \\ \varphi_k \rho_k \frac{\partial U_k}{\partial t} + \varphi_k \rho_k U_k \frac{\partial U_k}{\partial z} + \varphi_k \frac{dp}{dz} &= \\ &= -\varphi_k \rho_k g \sin \theta + \Gamma_k^+ (U_{film} - U_k) + \\ &+ \sum_i \Gamma_{ik}^{fi} (U_i - U_k) + \sum_i \tau_{ik}; \\ \sum_k \varphi_k &= 1, \end{aligned} \right.$$

где t — время, с; φ_k — объемная доля отдельного k -го компонента (фазы); ρ_k — плотность k -го компонента, кг/м³; A — площадь проходного сечения канала, м²; U_k — скорость k -го компонента, м/с; Γ_k^+ — источник массы для компонента, образующегося в результате выброса расплава в теплоноситель, кг/(м³ · с); Γ_k^- , Γ_{ik}^{fi} — источник массы, возникающий при осаждении компонента на поверхность ТВЭЛ и при фазовом переходе соответственно, кг/(м³ · с); h_k — энтальпия k -го компонента, Дж/кг; p — давление в системе, Па; $Q_{k,ext}$ — внешние источники тепла k -го компонента, Дж/(м³ · с); h_{film} — удельная энтальпия пленки расплава k -го компонента, м; Q_{ik} — тепло, поступающее с межфазной границы, Дж/(м³ · с); θ — угол наклона к горизонту, рад; U_{film} — скорость пленки расплава k -го компонента, м/с; U_i — скорость на межфазной границе, м/с; τ_{ik} — коэффициент трения k -го компонента с i -м, в том числе с теплоносителем, Па/м; h_{ik} — энтальпия на границе раздела i -го и k -го компонентов, Дж/кг.

Тепло, поступающее с межфазной границы, для компонентов можно рассчитать с помощью следующих соотношений:

$$\begin{aligned} Q_{ik} &= A_{ik} \alpha_{ik} (T_{int} - T_k); \\ Q_{ki} &= A_{ki} \alpha_{ki} (T_{int} - T_i), \end{aligned}$$

где T_i , T_k , T_{int} — температура i -го и k -го компонентов и поверхности контакта соответственно, К; A_{ik} , A_{ki} — удельная величина межфазной поверхности, м⁻¹; α_{ik} , α_{ki} — коэффициенты теплообмена k -го компонента с i -м; Q_{ki} — тепло, переданное при теплообмене от i -го компонента k -му, Дж/(м³ · с).

Теплообмен топлива с теплоносителем зависит от режимов теплообмена. При взаимодействии топлива с теплоносителем использовалась карта режимов из работы [12]. Карта режимов кипения (рис. 1) была построена в координатах “температура натрия (T_{Na}) — температура контакта топливо — теплоноситель ($T_{fuel Na}^{cont}$)”:

$$T_{fuel Na}^{cont} = \frac{T_{Na} \sqrt{C_{p Na} \rho_{Na} \lambda_{Na}} + T_{fuel} \sqrt{C_{p fuel} \rho_{fuel} \lambda_{fuel}}}{\sqrt{C_{p Na} \rho_{Na} \lambda_{Na}} + \sqrt{C_{p fuel} \rho_{fuel} \lambda_{fuel}}},$$

где $C_{p Na}$, $C_{p fuel}$ — теплоемкость натрия и топлива соответственно, Дж/(кг · К); ρ_{Na} , ρ_{fuel} и λ_{Na} , λ_{fuel} — плотность, кг/м³, и теплопроводность, Вт/(м · К), натрия и топлива; T_{fuel} — температура топлива, К.

Если температура контакта меньше, чем температура насыщения теплоносителя $T_{fuel Na}^{cont} < T_s(p)$, то кипения не происходит.

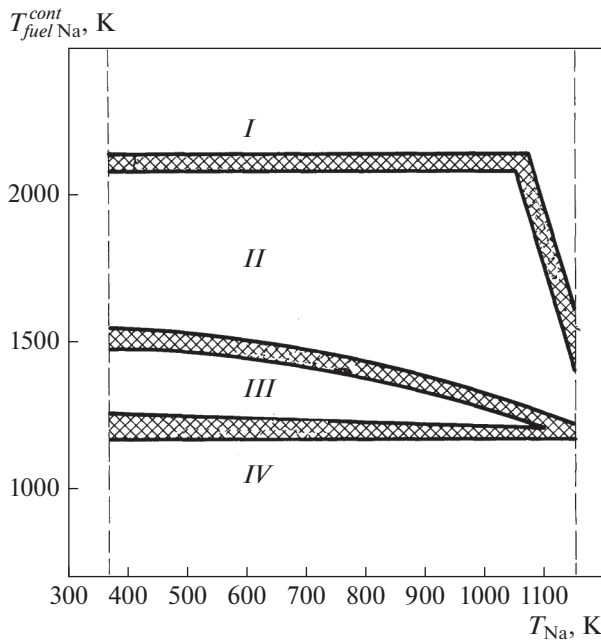


Рис. 1. Карта режимов кипения натрия при атмосферном давлении в большом объеме. Кипение: *I* – пленочное; *II* – переходное; *III* – пузырьковое; *IV* – отсутствует

Если температура контакта больше температуры насыщения T_s при заданном давлении в системе, но меньше температуры начала переходного кипения [$T_s(p) \leq T_{fuel Na}^{cont} < T_1$], где $T_1 = 1.326[T_s(p) - T_{Na}] + 1200$, то наблюдается пузырьковый режим кипения.

Если же температура контакта больше температуры начала переходного кипения, но меньше минимальной температуры начала пленочного кипения ($T_1 \leq T_{fuel Na}^{cont} < T^{min}$), где $T^{min} = T_s(p) + 6.8[T_s(p) - T_{Na}] + 439$, то реализуется режим переходного кипения. Если $T_{fuel Na}^{cont} > T^{min}$, то происходит режим пленочного кипения, как и для $T_{fuel Na}^{cont} > 2100 \text{ K}$ $\min(2100 \text{ K}, T^{min}) \leq T^{cont}$.

Коэффициенты теплоотдачи при отсутствии кипения вычисляются, исходя из соотношений для конвективного теплопереноса:

$$\alpha_{fuel Na}^{conv} = Nu \frac{\lambda_{Na}}{D_{fuel}},$$

где Nu – безразмерный коэффициент теплоотдачи (число Нуссельта); λ_{Na} – теплопроводность натрия, Вт/(м · К); D_{fuel} – диаметр частиц топлива, м.

Безразмерный коэффициент теплоотдачи Nu при движении топлива в потоке жидкого металла

(жидкого теплоносителя) (число Прандтля $Pr \ll 1$) [12] равен:

$$Nu = 2 + 0.386Pe^{0.5},$$

где $Pe = RePr$ – число Пекле;

$Re = \frac{\rho_{Na} D_{fuel} |U_{Na} - U_{fuel}|}{\mu_{Na}}$ – число Рейнольдса; U_{Na} , U_{fuel} – скорости натрия и топлива, м/с; μ_{Na} – динамический коэффициент вязкости жидкого натрия, Па · с; $Pr = C_{p Na} \frac{\mu_{Na}}{\lambda_{Na}}$.

Если теплообмен происходит в потоке паров теплоносителя с $Pr \approx 1$ [13], коэффициент теплоотдачи вычисляются по формуле

$$Nu = 2 + (0.4\sqrt{Re} + 0.06Re^{2/3}) Pr^{0.4}.$$

Коэффициент теплоотдачи при пузырьковом кипении жидкометаллического теплоносителя (натрия) может быть найден по соотношению [14]:

$$\alpha = 0.58q^{0.7} p^{0.15},$$

где $q = \alpha(T_{fuel} - T_{Na})$ – тепловой поток, Вт/м².

При пленочном кипении жидкий теплоноситель и структурные компоненты (топливо, сталь) разделены слоем пара теплоносителя, поэтому теплоотдача в жидкость происходит через этот слой путем радиационного переноса. Коэффициент теплоотдачи при этом может быть рассчитан по соотношению [15]:

$$\alpha_{fuel Na}^{film} = \frac{\sigma}{\frac{1}{\epsilon_{fuel}} + \frac{1}{\epsilon_{Na}}} (T_{fuel}^2 + T_{Na}^2) (T_{fuel} + T_{Na}),$$

где σ – постоянная Стефана – Больцмана, Вт/(м² · К⁴); ϵ_{fuel} , ϵ_{Na} – излучательная способность топлива и натрия соответственно.

В переходных режимах используется линейная интерполяция.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Для валидации разработанных подходов был проведен расчет экспериментов, выполненных в Аргоннской национальной лаборатории в 80-х годах XX в. (США) на установке CAMEL [2, 3]. Рабочий участок был спроектирован так, чтобы полномасштабно воспроизвести механизм слива топлива ядерного реактора на быстрых нейтронах в Клинч-Ривер. Секция была установлена в натриевую петлю CAMEL II. Рабочий участок состоял из трубы диаметром 0.1 м, которая моделировала область тепловыделяющей сборки, и расположенной над ней трубы меньшего диаметра, которая моделировала пучок поглощающих стержней и байпас. В верхней части большой трубы на-

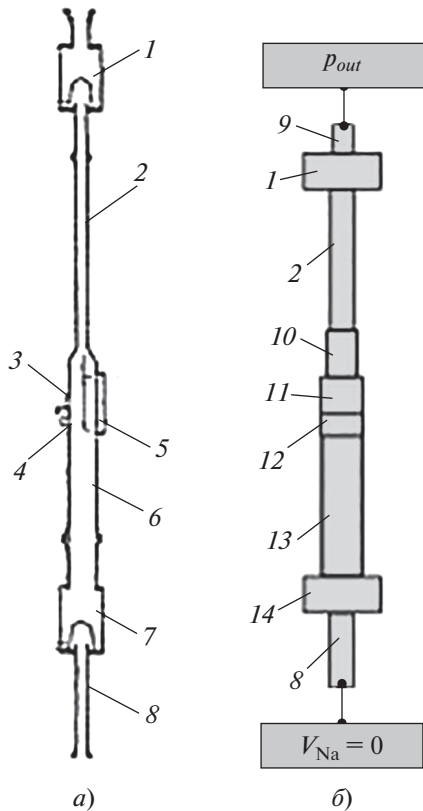


Рис. 2. Схема рабочего участка CAMEL (а) и нодализационная схема (б).

1 — верхняя ловушка для частиц топлива; 2 — выходная труба; 3 — впрыск топлива; 4 — впрыск газа; 5 — натриевая магистраль; 6 — рабочий участок; 7 — нижняя ловушка для частиц топлива; 8 — входная труба; 9 — участок контура; 10 — конфузор; 11, 13 — верхняя и нижняя часть рабочего участка; 12 — участок инжекции; 14 — нижняя ловушка расплава.

p_{out} — давление на выходе

ходила секция с отверстием диаметром 0.0254 м для впрыска топлива. Для имитации входного патрубка механизма слива топлива во входной части тестовой секции устанавливали клапан. Перед основным экспериментом сначала были получены гидродинамические характеристики рабочего участка в стационарном режиме: давление в верхней части петли составляло 0.076 МПа, скорость и массовый расход теплоносителя на участке впрыска топлива равнялись 0.71 м/с и 4.85 кг/с соответственно. Перед проведением основного эксперимента насос натриевого контура CAMEL II отключался и скорость теплоносителя на участке впрыска топлива уменьшалась до 0.047 м/с. После этого в неподвижный жидкий натрий с температурой 773 К через инжектор из бака с топливом вводилось топливо (81% UO_2 + 19% Mo), расплавленное в процессе термической реакции при температуре 3470 К.

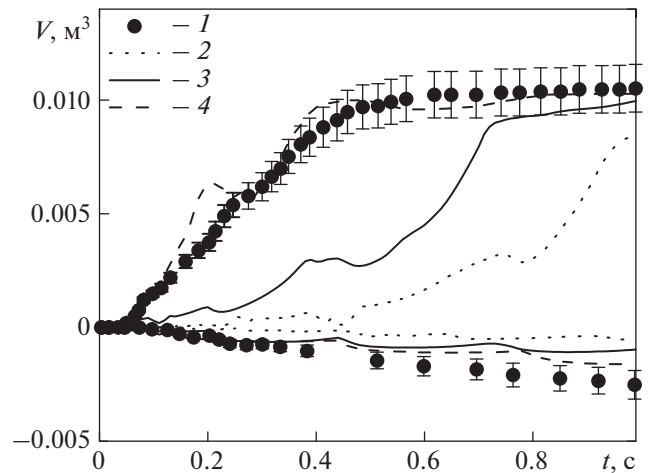


Рис. 3. Максимальные, минимальные и средние значения объема пара V для эксперимента CAMEL выше и ниже участка инжекции расплава (значения объема пара ниже участка инжекции даны со знаком “минус”).

1 — эксперимент (экспериментальные значения приведены с “усами погрешности”); расчетные данные: 2 — минимальные; 3 — средние; 4 — максимальные

Для моделирования эксперимента с использованием кода ЕВКЛИД/V2 была разработана нодализационная схема (рис. 2), которая включала в себя вертикальный канал, состоявший из секций с различными геометрическими характеристиками. Внизу канала было задано граничное условие с нулевым расходом теплоносителя, а сверху — давление 0.76×10^5 Па. Канал был разбит на 88 ячеек.

На рис. 3 приведены экспериментальные и расчетные временные зависимости объема пара V выше и ниже участка инжекции расплава, а на рис. 4 — временная зависимость давления на расстоянии 11 см ниже участка инжекции. Для определения причин отклонения расчетных данных от экспериментальных проводился анализ чувствительности и неопределенности результатов расчета. Было показано, что наибольшее влияние на объем пара и давление оказало варьирование расхода топлива, диаметра частиц и коэффициента теплоотдачи. Давление зависело также от температуры топлива, что связано, по всей видимости, с ее воздействием на первый пик давления, значение которого определяется интенсивностью испарения в начальные моменты времени. На паровой объем небольшая вариация температуры влияния не оказала. Среднее интегральное отклонение результатов расчета для парового объема составило 45%, для давления — 35%.

Для валидации моделей термического взаимодействия топлива с теплоносителем проводился также расчет эксперимента, выполненного на ра-

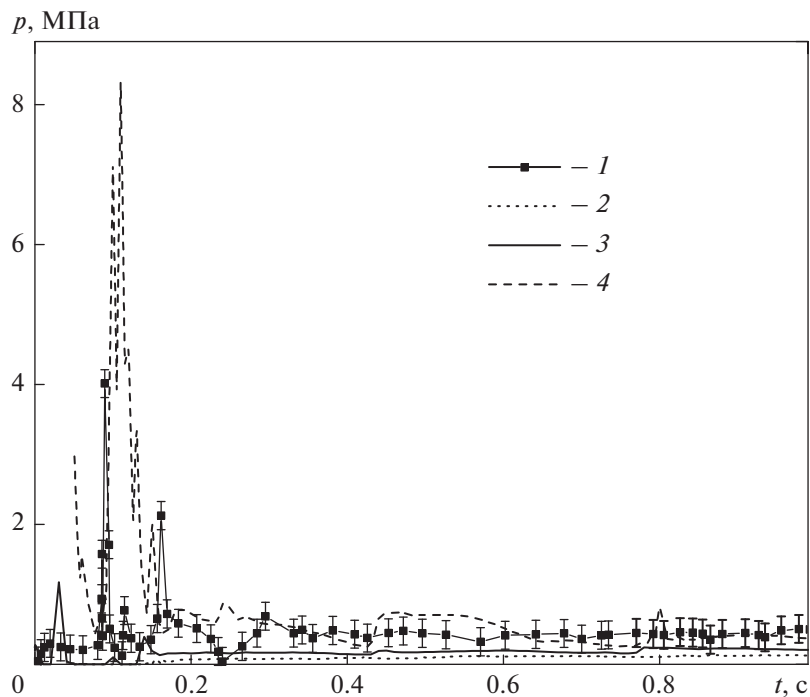


Рис. 4. Максимальные, минимальные и средние значения давления для эксперимента CAMEL в точке на 11 см ниже участка инъекции.
Обозначения см. рис. 3

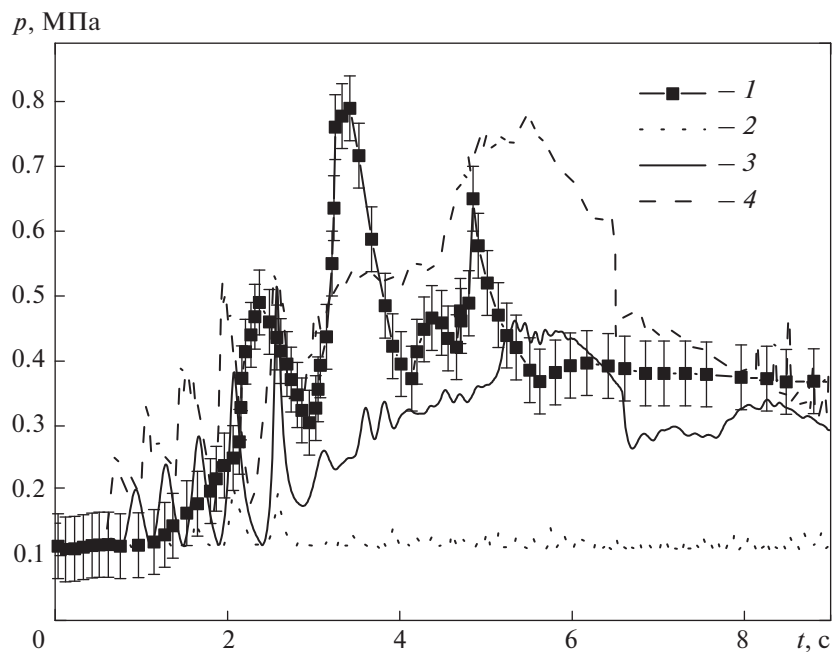


Рис. 5. Максимальные, минимальные и средние значения давления для эксперимента FARO-THERMOS.
Обозначения см. рис. 3

бочем участке TERMOS установки FARO, расположенной в Объединенном исследовательском центре Европейского союза (Испра, Италия) [4].

Рабочий участок TERMOS состоял из корпуса наружным диаметром 0.8 м и общей высотой

4.0 м, натриевого контейнера внутренним диаметром 0.47 м, отделенного от корпуса изоляционным слоем из оксида алюминия, и тестовой трубы высотой 2.5 м и внутренним диаметром 0.28 м. Пористый тигель из нержавеющей стали в

низу тестовой трубы использовался в качестве уловителя дебриса. Рабочий участок соединялся с печью через выпускной канал и три клапана. Расплавы UO_2 получали путем нагрева слоя порошка оксида урана, расположенного между двумя вертикальными электродами. Около 110 кг расплава оксида урана температурой примерно 3273 К заливали в тестовую трубу со 130 кг натрия температурой 673 К при давлении 10^5 Па.

На рабочем участке были установлены термопары и датчики давления в газе и натрии: двенадцать термопар диаметром 0.5×10^{-3} м были распределены аксиально внутри тестовой трубы на расстоянии 0.025 м от стенок, а пять были вмонтированы в уловитель дебриса. Давление в газе измерялось пьезорезистивными датчиками давления Keller.

Для расчета указанного эксперимента с использованием кода ЕВКЛИД/V2 была разработана нодализационная схема, состоявшая из канала высотой 2.5 м и диаметром 0.28 м с неподвижным натрием, имитировавшим натрий в тестовой трубе. В канале для подачи расплава располагалась секция длиной 0.125 м и диаметром 0.28 м, моделировавшая источник расплава UO_2 . На входе в канал с натрием было задано граничное условие — стенка, реализующая заглушку, а на выходе — граничное условие по давлению, моделирующее газовый объем с аргоном начальным давлением около 10^5 Па. Результаты расчета давления в газовой полости представлены на рис. 5. Для установления причин отклонения расчетных данных от экспериментальных проводился анализ чувствительности и неопределенности результатов расчета. Наибольшее влияние на давление в газовой полости оказало варьирование коэффициента теплоотдачи топливо — теплоноситель, диаметра фрагментированных частиц топлива и температуры расплава. Оценена среднеарифметическая погрешность расчета давления в газовой полости во время термического взаимодействия — она составила 33%.

ВЫВОДЫ

1. Для моделирования термического взаимодействия компонентов разрушенного твэла с натриевым теплоносителем во время тяжелой аварии может быть использована многокомпонентная модель, входящая в состав интегрального кода ЕВКЛИД/V2.

2. Оценка погрешности расчетов давления базировалась на результатах экспериментов, выполненных в Аргоннской национальной лаборатории и на установке FARO, и составила 33%, а образующегося объема пара натрия — 45%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Deitrich L.V.** Experiments on transient fuel failure mechanisms —selected ANL programs // Intern. Working Group on Fast Reactors Specialists' Meeting on Fuel Failure Mechanisms (Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois). Seattle, Washington, USA, 11–16 May, 1975. P. 1–49.
2. **DeVault G.P.** SIMMER-II analysis of the CAMEL II C6 and C7 experiments (simulated fuel penetration into a primary control assembly): Los Alamos National Laboratory Report. Los Alamos, New Mexico, USA, 1985.
3. **Yamano H., Tobita Y.** Experimental analyses by SIMMER-III on duct-wall failure and fuel discharge/relocation behavior // Mech. Eng. J. 2014. V. 1. Is. 4. P. TEP0028
<https://doi.org/10.1299/mej.2014tep0028>
4. **Magallon D., Hohmann H., Schins H.** Pouring of 100-kg-scale molten UO_2 into sodium // Nucl. Technol. 1992. V. 98. Is.1. P. 79–90.
5. **Экспериментальные исследования термического взаимодействия кориума с теплоносителями / Ю.И. Загоруйко, В.Г. Жмурин, А.Н. Волок, Ю.П. Ковалев // Теплоэнергетика. 2008. № 3. С. 48–56.**
6. **Верификация кода ЕВКЛИД/V2 на основе экспериментов с разрушением элементов активной зоны реактора с жидкометаллическим теплоносителем / А.А. Бутов, В.С. Жданов, И.А. Климонов, И.Г. Кудашов, А.Э. Кутлиметов, П.Д. Лобанов, Н.А. Мосунова, А.А. Сорокин, В.Ф. Стрижов, Э.В. Усов, В.И. Чухно // Теплоэнергетика. 2019. № 5. С. 16–24.**
<https://doi.org/10.1134/S0040363619050035>
7. **Физические модели для расчета разрушений твэла и активной зоны реактора с жидкометаллическим теплоносителем, реализованные в коде ЕВКЛИД/V2 / А.А. Бутов, В.С. Жданов, И.А. Климонов, И.Г. Кудашов, А.Э. Кутлиметов, Н.А. Мосунова, В.Ф. Стрижов, А.А. Сорокин, С.А. Фролов, Э.В. Усов, В.И. Чухно // Теплоэнергетика. 2019. № 5. С. 5–15.**
<https://doi.org/10.1134/S0040363619050023>
8. **Моделирование процессов плавления твэла и затвердевания расплава, образующегося при термическом разрушении твэла быстрого реактора, с помощью модуля SAFR/V1 интегрального кода ЕВКЛИД/V2 / Э.В. Усов, А.А. Бутов, В.И. Чухно, И.А. Климонов, И.Г. Кудашов, В.С. Жданов, Н.А. Прибатурин, Н.А. Мосунова, В.Ф. Стрижов // Атомная энергия. 2018. Т. 124. Вып. 3. С. 123–126.**
9. **Моделирование перемещения расплава по поверхности твэла быстрого реактора при тяжелой аварии с помощью модуля SAFR/V1 интегрального кода ЕВКЛИД/V2 / Э.В. Усов, А.А. Бутов, В.И. Чухно, И.А. Климонов, И.Г. Кудашов, В.С. Жданов, Н.А. Прибатурин, Н.А. Мосунова, В.Ф. Стрижов // Атомная энергия. 2018. Т. 124. Вып. 4. С. 197–200.**
10. **Базовые положения, текущее состояние разработки и перспективы дальнейшего развития теплогидравлического расчетного кода нового поколения HYDRA-IBRAE/LM для моделирования реакторных установок на быстрых нейтронах /**

- В.М. Алипченков, А.М. Анфимов, Д.А. Афремов, В.С. Горбунов, Ю.А. Зейгарник, А.В. Кудрявцев, С.Л. Осипов, Н.А. Мосунова, В.Ф. Стризов, Э.В. Усов // Теплоэнергетика. 2016. № 2. С. 54–64. <https://doi.org/10.1134/S0040363616020016>
11. Система замыкающих соотношений двухжидкостной модели кода HYDRA-IBRAE/LM/V1 для расчета процессов при кипении натрия в каналах энергетического оборудования / Э.В. Усов, А.А. Бутов, Г.А. Дугаров, И.Г. Кудашов, С.И. Лежнин, Н.А. Мосунова, Н.А. Прибатурин // Теплоэнергетика. 2017. № 7. С. 48–55. <https://doi.org/10.1134/S0040363617070104>
 12. Pouring of molten UO_2 , UC and Al_2O_3 in sodium: interactions and debris; theoretical analysis / P. Schins, D. Magallon, S. Giuliani, F.S. Gunnerson // European Appl. Res. Reports. 1986. V. 7. Is. 4. P. 577–672.
 13. Крейт Ф., Блэк У. Основы теплопередачи / пер. с англ. М.: Мир, 1983.
 14. Kotowski H.M., Savatteri C. Fundamentals of liquid metal boiling thermohydraulics // Nucl. Eng. Des. 1984. V. 82. P. 281–304.
 15. Farahat M., Eggen D. Pool boiling in subcooled sodium at atmospheric pressure // Nucl. Eng. Des. 1974. V. 53. P. 240–253.

Simulating the Thermal Interaction between Fuel and Sodium Coolant Using the EUCLID/V2 Integrated Code

E. V. Usov^{a,*}, V. I. Chukhno^a, I. A. Klimonov^a, A. A. Butov^a, N. A. Mosunova^a, and V. F. Strizhov^a

^a Nuclear Safety Institute, Russian Academy of Sciences (IBRAE RAS), Moscow, 115191 Russia

*e-mail: usovev@gmail.com

Abstract—This article addresses the development of approaches to numerically analyzing the processes of interaction between liquid metal sodium coolant and destructed fuel-pin components (fuel and steel in solid and liquid states). Such processes may occur during a severe accident involving core destruction, and also when fuel-pin components (fuel or cladding) heated to a high temperature release into the flow of relatively cold liquid coolant or when the molten fuel begins to melt the corium catcher. A dramatic growth of power caused by self motion of pins and stoppage of forced coolant circulation without actuation of the reactor plant's active and passive safety systems are among possible events leading to accidents with such consequences. For simulating the thermal interaction, it is proposed to use a multicomponent thermally nonequilibrium model based on the solution of a system of mass, energy, and momentum conservation equations with the relevant relationships that take into account the specific features of thermal and mechanical interaction between the melt and coolant. Simulation of the processes is very important for determining pressure jumps in the reactor plant caused by release of destructed fuel-pin components into the coolant flow. Thermal interaction of fuel-pin components with the coolant may cause intense coolant evaporation and, as a consequence, the occurrence of drastic pressure jumps determined by the intensity of heat transfer from components to coolant and the amount of vapor produced. To find the rate of heat transfer between various components, a chart of heat-transfer modes and closing relationships corresponding to each mode are used.

Keywords: fast reactor, melt, fuel, sodium coolant, integrated codes EUCLID/V2, SAFR, HYDRA-IBRAE/LM