

УДК 621.039.586

Г.Н. Власичев, Е.В. Ситникова

АНАЛИТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТЕРМИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ НАСЫПНОГО СЛОЯ ИЗ ФРАГМЕНТОВ РАЗРУШЕННОЙ АКТИВНОЙ ЗОНЫ ПРИ ТЯЖЕЛОЙ АВАРИИ ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА

Нижегородский государственный технический университет им. П.Е. Алексеева

Цель исследования: Разработка модели поля температуры в насыпном тепловыделяющем слое из фрагментов разрушенной активной зоны при тяжелой запроектной аварии ядерного реактора.

Результаты: Разработана аналитическая математическая модель поля температуры в насыпном тепловыделяющем слое из фрагментов разрушенной активной зоны для адиабатических условий теплообмена с нижележащими конструкциями. Выполнена проверка качества модели. Численное моделирование с помощью разработанной модели теплообмена в насыпных тепловыделяющих слоях в условиях реакторных экспериментов показало, что расчетные результаты в целом соответствуют опытным данным.

Применение: Возможность применения созданной модели для анализа безопасности ядерных реакторов при запроектных авариях.

Ключевые слова: безопасность атомных станций, запроектные аварии, насыпной тепловыделяющий слой, математическое моделирование.

Введение

Для обеспечения безопасности атомных станций необходимо рассмотрение запроектных аварий. При этом возникает необходимость анализа теплоотвода от фрагментов разрушенной активной зоны внутри корпуса реактора на последней стадии аварии, когда тепловыделение в топливе уже соответствует остаточному.

Вопросу изучения условий теплообмена в насыпном тепловыделяющем слое, формирующемся из фрагментов разрушенной активной зоны, посвящены многочисленные экспериментальные и расчетные исследования. Имеются математические модели для расчета полей температуры в тепловыделяющем слое, основанные, как правило, на феноменологической экспериментальной информации, описанной, в частности, в [1]. Одним из важных результатов опытов в серии реакторных экспериментов, проведенных в лаборатории Sandia (США), явилось то, что осушенная зона при отсутствии входящего снизу потока жидкости появляется в нижней части зоны с двухфазным теплоносителем. Обзор программы экспериментов D-серии содержится в статье [2]. Наиболее строгий теоретический подход к описанию теплообмена в насыщенном теплоносителем слое из тепловыделяющих частиц состоит в решении уравнений сохранения для масс, импульсов и энергии. Ввиду сложности математического описания всех составляющих теплообмена в рассматриваемом слое наибольшее распространение для расчета полей температуры в зонах с однофазным теплоносителем получил метод эффективной теплопроводности. Более точными принято считать стационарные модели, поскольку в них могут использоваться проверенные на экспериментальных данных расчетные зависимости для прогнозирования начала осушения в зоне с двухфазным теплоносителем. Температура в зоне с кипящим теплоносителем в таких моделях просто принимается равной температуре насыщения. Для предсказания начала осушения части слоя от жидкого теплоносителя используются эмпирические зависимости либо расчетные модели, основанные на более сложном анализе теплообмена в кипящей зоне, например [3]. Имеется несколько расчетных зависимостей для величины критического теплового потока от двухфазной зоны, при которой наступает осушение. Наиболее полный обзор различных моделей осушения и их сравнительный анализ на предмет соответствия экспериментальным данным представлен в статье [4]. Методом стационарной эффективной теплопроводности рассчиты-

вали температуру в слое с жидким теплоносителем, толщину жидкой зоны при кипении теплоносителя в части слоя, а также толщину осушенной от теплоносителя зоны в работах [5, 6]. Было найдено, что наилучшее соответствие экспериментальным данным дает использование для расчета эффективного коэффициента теплопроводности среды из твердых частиц и жидкого теплоносителя формулы Kampf'a и Karsten'a [7], чем других формул, представленных в обзоре [8]. Модель теплопроводности, в которой асимптотическое поле температуры в зонах с разным фазовым состоянием теплоносителя и топлива, размеры всех зон рассчитываются с помощью явных математических выражений, полученных в результате решений стационарного уравнения теплопроводности при соответствующих граничных условиях, была наиболее развита в работе [9]. Стационарная расчетная модель, также основанная на решении уравнения теплопроводности для всех возникающих в слое зон и дополненная критерием оценки типа кипения (упакованного либо канального) при прогнозировании начала осушения, описывается в работах [10, 11]. Стационарная модель, основанная на численном решении уравнения теплопроводности, описана в работе [12].

Температурное поле и фазовое состояние компонентов внутри слоя фрагментов разрушенной активной зоны представляют интерес в плане оценок степени повышения температуры в нижерасположенных конструкциях (в том числе в поддоне, располагаемом над днищем корпуса реактора) за счет теплового потока от слоя. Весьма высокие значения температуры могут вызвать высокие термические напряжения в конструкции сверх предельных значений, которые снижаются с ростом температуры, что может вызвать разрушение поддона. В случае расплавления части топлива в слое появляется опасность проникновения расплава топлива непосредственно на поддон.

В данной работе приводится описание одномерной математической модели поля температуры в насыпном тепловыделяющем слое. Из дифференциального уравнения теплопроводности с системой граничных условий получены явные аналитические выражения для распределения температуры по высоте слоя и размеров характерных зон с однородным составом (размерами частиц, пористостью) при постоянной плотности тепловыделения в топливе и постоянных (усредненных по температуре каждой зоны) значениях коэффициентов теплопроводности компонентов слоя.

Математическая модель

Рассматривается насыпной тепловыделяющий слой из равномерно распределенных частиц топлива разрушенной активной зоны, лежащий на горизонтальной плите (либо специальном поддоне) и находящийся в объеме жидкого теплоносителя. Теплоноситель находится и внутри слоя, заполняя промежутки между частицами, а также под плитой. Условия теплообмена с нижележащими конструкциями приняты адиабатическими, что соответствует наилучшим условиям аварии. Высота слоя намного меньше горизонтальных размеров, что позволяет в данном рассмотрении пренебречь теплоотводом в горизонтальном направлении, т.е. считать слой одномерным. Примем, что слой по своим нейтронно-физическим характеристикам образует подкритическую конфигурацию и поэтому плотность тепловыделения в нем соответствует уровню остаточного тепловыделения. Мощность остаточных тепловыделений в топливных частицах зависит от времени, прошедшего после потери критичности активной зоны.

Экспериментальные исследования показывают, что основной тепловой поток от пористого насыпного тепловыделяющего слоя направлен вверх к теплоносителю, покрывающему осколки [1]. В тонком слое тепло передается за счет теплопроводности и конвекции. Если толщина и/или плотность тепловыделения достаточно велики, температура теплоносителя, находящегося в непосредственном контакте с топливными частицами, достигнет точки кипения в части слоя. При этом пузырьки паров будут выноситься из зоны кипения. При недостаточно эффективном охлаждении топливных фрагментов может наступить осушение

части слоя. Осушение происходит по причине наступления кризиса теплоотдачи, когда скорость генерации паров теплоносителя становится выше, чем скорость притока жидкости в кипящий слой. Одним из важных результатов опытов, например, в D-серии реакторных экспериментов, проведенных в лаборатории Sandia (США), явилось то, что зона осушения от теплоносителя при отсутствии входящего снизу потока жидкости появляется в нижней части зоны с двухфазным (кипящим) теплоносителем. Может наступить расплавление части слоя в осушенной зоне, в которой температура топлива может, в свою очередь, достичь точки кипения. Из-за уплотнения топлива в зоне его плавления происходит оседание слоя за счет исчезновения исходной пористой структуры.

Расчетные схемы насыпного тепловыделяющего слоя при разных характерных состояниях, отличающихся между собой агрегатным состоянием компонентов по его высоте и определяющихся плотностью тепловыделения в топливных частях, толщиной слоя, температурой окружающего теплоносителя и рядом других факторов, показаны на рис. 1. При адиабатических условиях на нижней поверхности слоя зона с кипящим теплоносителем будет простирается до низа слоя.

Поле температуры в тепловыделяющей пористой среде с жидким теплоносителем описывается в принятой одномерной формулировке следующим стационарным уравнением теплопроводности:

$$\frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda_{\text{эф}} \frac{\partial T(z)}{\partial z} \right] + q_v = 0, \quad (1)$$

где z – координата (начало координаты – внизу слоя); T – температура; $\lambda_{\text{эф}}$ – эффективный коэффициент теплопроводности среды; q_v – плотность тепловыделения единицы объема среды. В данном уравнении $q_v = (1-\varepsilon)\eta\rho_T q_T$, где ε – пористость среды (объемная доля пространства между твердыми частицами); η – объемная доля топливных частиц; ρ_T – плотность топлива; q_T – плотность тепловыделения топлива (единицы массы).

Для вычисления эффективных коэффициентов теплопроводности среды из твердых частиц и жидкого теплоносителя существует ряд формул: для параллельной и последовательной проводимости, формула Maxwell'a, формула Lichtenecker'a [8]. Наилучшее соответствие экспериментальным данным дает использование формулы Kampf'a и Karsten'a [7]:

$$\lambda_{\text{эф}0} = \lambda_c \left\{ 1 - \varepsilon_d^{2/3} \left[1 - \frac{1}{1 + \varepsilon_d^{1/3} (\lambda_c / \lambda_d - 1)} \right] \right\}, \quad (2)$$

где λ_c – коэффициент теплопроводности сплошной среды; λ_d – коэффициент теплопроводности несплошной среды; ε_d – объемная доля несплошной среды. Для зон с жидким теплоносителем $\lambda_c = \lambda_{\text{Na}}$, $\lambda_d = \lambda_T$, $\varepsilon_d = 1 - \varepsilon$, где λ_{Na} – коэффициент теплопроводности теплоносителя; λ_T – коэффициент теплопроводности топлива. Поскольку λ_T и λ_{Na} зависят от температуры, их зна-

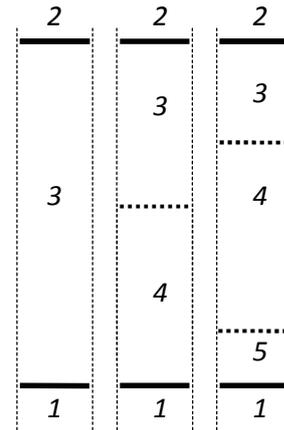


Рис. 1. Характерные состояния насыпного тепловыделяющего слоя при отсутствии теплоотвода к нижележащей поверхности:

1 – плита; 2 – жидкий теплоноситель над слоем; 3 – зона слоя с жидким теплоносителем; 4 – зона с кипящим теплоносителем; 5 – осушенная зона

чения принимаются при температуре, равной средней температуре в слое либо в зоне с жидким теплоносителем соответственно:

$$\bar{T} = (T^{\min} + T^{\max})/2 \quad \text{при } T^{\max} < T_s; \quad \bar{T} = (T^{\min} + T_s)/2 \quad \text{при } T^{\max} > T_s,$$

где T_s – температура насыщения теплоносителя.

Вклад естественной конвекции в теплообмен в насыпном слое учитывается в величине эффективного коэффициента теплопроводности. Соответствующая поправка, выражаемая числом Нуссельта (Nu), на которое умножается $\lambda_{\text{эф0}}$, связывается с внутренним числом Рэлея (Ra) эмпирической формулой [6], соответствующей данным экспериментов D2 и D3 с натриевым теплоносителем:

$$\text{Nu} = (\text{Ra}/0,76)^{0,34}, \quad (3)$$

$$\text{где } \text{Ra} = \frac{\lambda_{\text{Na}} g \rho_{\text{Na}} \beta_{\text{Na}} P q_v H_b^3}{2 \lambda_{\text{эф0}}^2 a_{\text{Na}} \mu_{\text{Na}}}; \quad P = \frac{d_T^2}{150} \frac{\varepsilon^3}{(1 - \varepsilon)^2};$$

g – гравитационное ускорение; ρ_{Na} – плотность жидкого теплоносителя; β_{Na} – термический коэффициент объемного расширения теплоносителя; P – проницаемость пористой среды; H_b – толщина насыпного слоя; a_{Na} – коэффициент температуропроводности теплоносителя; μ_{Na} – коэффициент динамической вязкости теплоносителя; d_T – диаметр частиц топлива. Термический коэффициент объемного расширения теплоносителя можно рассчитать по данным зависимости плотности от температуры ($\beta = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial t}$). Критическое число Рэлея, определяемое как число, с которого начинается конвекция ($\text{Nu} > 1$), равно 0,76.

Эффективный коэффициент теплопроводности с учетом конвекции

$$\lambda_{\text{эф}} = \lambda_{\text{эф0}} \text{Nu}. \quad (4)$$

Уравнение (1) дополняется системой граничных условий (ГУ).

На нижней границе слоя принимается адиабатическое условие (ГУ второго рода):

$$-\lambda_{\text{эф}} \left. \frac{\partial T(z)}{\partial z} \right|_{z=0+} = 0; \quad (5)$$

На верхней границе слоя принимаются ГУ третьего рода:

$$-\lambda_{\text{эф}} \left. \frac{\partial T(z)}{\partial z} \right|_{z=H_b-} = \alpha_2 (T_{b2} - T_2), \quad (6)$$

где α_2 – коэффициент теплоотдачи к теплоносителю над слоем; T_{b2} – температура верха слоя; T_2 – температура теплоносителя над слоем.

Теплоотдача от верха слоя к вышележащему объему теплоносителя (натрия) определяется соотношением [13]

$$\text{Nu}_2 = 0,0785 \text{Ra}_2^{0,32}, \quad (7)$$

$$\text{где } \text{Ra}_2 = \frac{c_{\text{Na}} g \rho_{\text{Na}}^2 \beta_{\text{Na}} D_b^3 \Delta T_2}{\lambda_{\text{Na}} \mu_{\text{Na}}}; \quad \Delta T_2 = T_{b2} - T_2; \quad \text{Nu}_2 = \alpha_2 D_b / \lambda_{\text{Na}}.$$

c_{Na} – удельная теплоемкость теплоносителя; D_b – диаметр насыпного слоя;

Решение уравнения (1) при постоянном $\lambda_{\text{эф}}$ с условиями (5) и (6) дает аналитическое выражение для расчета распределения температуры по высоте слоя:

$$T(z) = T_{b2} + \frac{\alpha_2 (T_{b2} - T_2)}{\lambda_{\text{эф}}} (H_b - z) - \frac{q_v}{2\lambda_{\text{эф}}} (H_b - z)^2. \quad (8)$$

Для стационарной задачи справедливо следующее соотношение баланса на верхней границе слоя:

$$q_v H_b = \alpha_2 (T_{b2} - T_2), \quad (9)$$

из которого получим формулу для температуры на верхней границе слоя:

$$T_{b2} = T_2 + \frac{q_v H_b}{\alpha_2}. \quad (10)$$

Поскольку α_2 и $\lambda_{\text{эф}}$ зависят от температуры (определяются зависимостями (7) и (2) соответственно), распределение температуры по высоте слоя находится в результате нескольких итераций. На первой итерации принимается начальное значения α_2 , равное $\lambda_{\text{Na}}/\delta_{\text{Na}}$, где δ_{Na} – толщина подслоя теплоносителя, задаваемая из физических соображений. При вычислении начального значения $\lambda_{\text{эф}}$ значение T^{min} рассчитывается по формуле (10), а T^{max} принимается равным T^{min} . В каждой из последующих итераций рассчитываются уточненные значения T^{min} по формулам (10) и T^{max} по формуле (8) при $z=0$.

В результате, после уточнения α_2 и $\lambda_{\text{эф}}$ находится распределение температуры по высоте слоя по формуле (8) с учетом (10).

Если значения температуры в слое превышают температуру кипения теплоносителя T_s , выполняется следующий этап расчетов: определяется координата верхней границы зоны с двухфазным (кипящим) теплоносителем и уточняется распределение температуры.

Для описания поля температуры в расположенной в верхней части слоя зоне с жидким теплоносителем используется уравнение (1). В зоне с кипящим теплоносителем расчет значений температуры не производится, она просто принимается равной температуре насыщения во всей данной зоне.

Система граничных условий (5) и (6) дополняется условиями на фазовой границе (стационарной) зоны с жидким теплоносителем с кипящей зоной, на которой принимается ГУ теплообмена второго рода. При этом на границе жидкой зоны с кипящей – плотность теплового потока $q_{\text{скип}}$, равная суммарному тепловыделению зоны кипения теплоносителя в объеме столбика под единичной поверхностью данной границы. Соответственно ГУ записывается в виде:

$$-\lambda_{\text{эф}} \left. \frac{\partial T(z)}{\partial z} \right|_{z=(H_b - h_{\text{Na}2})_+} = q_{\text{скип}}; \quad (11)$$

$$T(z = H_b - h_{\text{Na}2}) = T_s, \quad (12)$$

где $h_{\text{Na}2}$ – толщина зоны с жидким теплоносителем; $q_{\text{скип}} = q_v h_{\text{кип}}$; $h_{\text{кип}}$ – толщина зоны с кипящим теплоносителем.

На основании выражения (8) с учетом (10), соотношения баланса (9) и условия (12) получены формула для размера зоны с жидким теплоносителем:

$$h_{Na2} = \frac{q_{s2}}{q_v} - \left[\left(\frac{q_{s2}}{q_v} \right)^2 - \frac{2\lambda_{\text{эф}}}{q_v} \left(T_s - T_2 - \frac{q_{s2}}{\alpha_2} \right) \right]^{1/2}, \quad (13)$$

где $q_{s2} = q_v H_b$ – плотность теплового потока к теплоносителю над слоем.

Если в верхней зоне $Ra > 0,76$, где $Ra = \frac{\lambda_{Na} g \rho_{Na} \beta_{Na} P q_v h_{Na2}^3}{2\lambda_{\text{эф}0}^2 a_{Na} \mu_{Na}}$, то $\lambda_{\text{эф}} = \lambda_{\text{эф}0} Nu$, где

значения Nu рассчитываются по формуле (3). При вычислении $\lambda_{\text{эф}}$ в зоне с жидким теплоносителем значения $\lambda_{\text{т}}$ и λ_{Na} принимаются при температуре, равной средней температуре в зоне $-\bar{T} = (T^{\text{min}} + T_s)/2$.

Толщина зоны с кипящим теплоносителем

$$h_{\text{кип}} = H_b - h_{Na2}. \quad (14)$$

Размер зоны с жидким теплоносителем находится в результате итераций, поскольку α_2 и $\lambda_{\text{эф}}$ зависят от температуры. На первой итерации принимаются начальные значения α_2 и $\lambda_{\text{эф}}$, рассчитанные на предыдущем этапе (до учета кипящей зоны).

После определения h_{Na2} находится распределение температуры по высоте зоны с жидким теплоносителем по формуле (8) с учетом (10).

Если плотность теплового потока от кипящей зоны превышает некоторую критическую величину, внутри кипящей зоны насыпного слоя появляется осушенная от жидкого теплоносителя зона.

В используемой модели критическая плотность теплового потока при диаметре топливных частиц $d_t < 1$ мм определяется по формуле [3]

$$q_{\text{кр}} = q_0 (1 + L_c/H), \quad (15)$$

$$\text{где } q_0 = \frac{(\rho_{Na} - \rho_{vNa})g P R_{\text{кип}}^{Na}}{\frac{v_{vNa}}{1 - 1,1s} - \frac{v_{Na}}{s^3}}; \quad L_c = \frac{\sigma_{Na} (\varepsilon/P)^{1/2}}{\sqrt{5}(\rho_{Na} - \rho_{vNa})g};$$

$$s = \left[0,833 \frac{v_{Na}}{v_{vNa}} + \left(2,7 \frac{v_{Na}}{v_{vNa}} \right)^{1/2} \right]^{1/2} - \left(0,833 \frac{v_{Na}}{v_{vNa}} \right)^{1/2}; \quad P = \frac{d_t^2}{180} \frac{\varepsilon^3}{(1 - \varepsilon)^2}; \quad H = h_{\text{кип}};$$

ρ_{vNa} – плотность паров теплоносителя; v_{Na} – коэффициент кинематической вязкости теплоносителя; v_{vNa} – коэффициент кинематической вязкости паров теплоносителя; $R_{\text{кип}}^{Na}$ – скрытая теплота парообразования теплоносителя; σ_{Na} – поверхностное натяжение теплоносителя.

В осушенной зоне из-за значительного уменьшения теплопроводности сильно возрастает температура внутри ее объема и может превысить температуру плавления топлива, что создает возможность плавления материала по насыпным слоям.

Результаты верификации модели

Процедура проверки качества программы, в которой реализована математическая модель, называется верификацией программы. На этапе верификации проверяется отсутствие ошибок в программе, сравнение результатов численных расчетов программы с результатами решения задач, поддающихся аналитическому решению, или сравнение с результатами дру-

гих программ. Также определяется степень применимости программы для моделирования физических явлений в моделируемом объекте путем сравнения результатов с данными экспериментов на физических стендах и экспериментов на реальных объектах.

Для проверки физической точности расчетной модели использованы опубликованные в [6, 14] результаты экспериментов серии D, выполненных в лаборатории Sandia в реакторных условиях. В рамках данной серии были выполнены, в частности, эксперименты D1 и D2 [14]. В этих экспериментах насыпной слой располагался на дне внутреннего сосуда (тигля) диаметром 102 мм, который теплоизолирован по сторонам и снизу. Бассейн натрия покрывал слой. Его объем охлаждался по бокам гелием, который циркулирует между внутренним и наружным сосудами. Система охлаждения способна поддерживать температуру объема натрия в пределах отклонений на несколько градусов от требуемого значения. Слой частиц из диоксида урана диаметром 0,1 - 1 мм в объеме жидкого натрия нагревался за счет энергии деления, тигель располагался в центральной полости реактора ACRR. Мощность нагрева слоя определялась из расчетов теплового баланса гелиевого потока и нейтронных расчетов.

Высота насыпного слоя в эксперименте D1 составляла 58 мм, в эксперименте D2 – 106 мм. Средний эффективный диаметр частиц в эксперименте D1 составлял 0,35 мм, в эксперименте D2 – 0,27 мм. Объемная доля натрия в слое в эксперименте D1 составляла 0,48, в эксперименте D2 – 0,43. Температура внутри слоя измерялась термопарами, располагающимися на дне слоя и в середине по его высоте (рис. 2). Высота расположения от дна слоя термопар M1 и M2 в эксперименте D1 составляла 33 мм, в эксперименте D2 – 65 мм. Для численного моделирования экспериментов D1 и D2 выбраны циклы нагрева при значениях недогрева натрия до точки насыщения, равных соответственно 500 и 463 градусов (характерных для условий с достаточным запасом теплоносителя внутри реакторного корпуса при тяжелой запроектной аварии с расплавлением активной зоны в быстром реакторе). При таких недогревах насыпной слой в соответствии с экспериментальными данными серии D при кипении должен быть в состоянии так называемого упакованного кипения. При этом для определения величины критической плотности теплового потока от кипящей зоны будет справедлива формула (15).

В эксперименте D1 точка кипения в слое не была достигнута. При вычислении эффективных коэффициентов теплопроводности в узлах расчетной сетки по формуле (2) в соответствии со значениями температуры в этих точках с поправкой на конвекцию, появляющуюся с ростом тепловыделения в слое, расчетные значения перепада температуры между точками расположения термопар на дне слоя и на высоте 33 мм хорошо совпадают с экспериментальными (рис. 3).

В эксперименте D2 при плотности тепловыделения около 0,5 Вт/г было отмечено закипание теплоносителя на основании показаний всех трех термопар на дне слоя. Температура же верхней части оставалась ниже температуры насыщения. При $q_T = 0,76$ Вт/г было отмечено осушение низа слоя. Получено хорошее совпадение расчетных значений температуры с

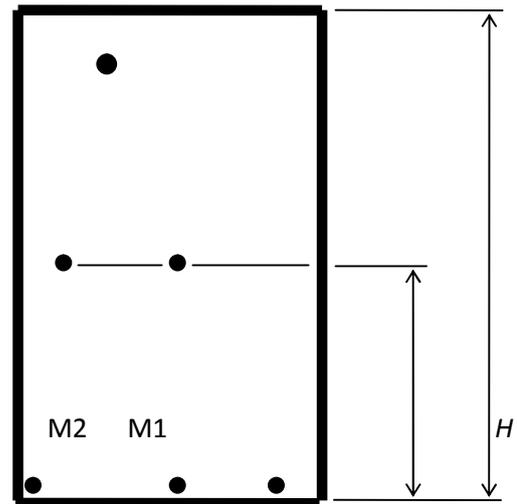


Рис. 2. Схема расположения термопар в насыпном слое внутри тигля в экспериментах D1 и D2, – термопара: V1, V2 и V3 – на дне насыпного слоя; M1 и M2 – примерно в середине по высоте слоя; H – высота насыпного слоя; x – высота расположения от дна слоя термопар M1 и M2

экспериментальными на высоте 65 мм от низа насыпного слоя (рис. 4). Расчетные максимальные значения температуры на дне слоя также хорошо совпадают с экспериментальными данными до плотности тепловыделения в топливных частицах $q_T = 0,65$ Вт/г, при котором расчетная плотность теплового потока от зоны кипения теплоносителя достигает рассчитанного критического значения, т.е. до начала прогнозируемого осушения части слоя от теплоносителя.

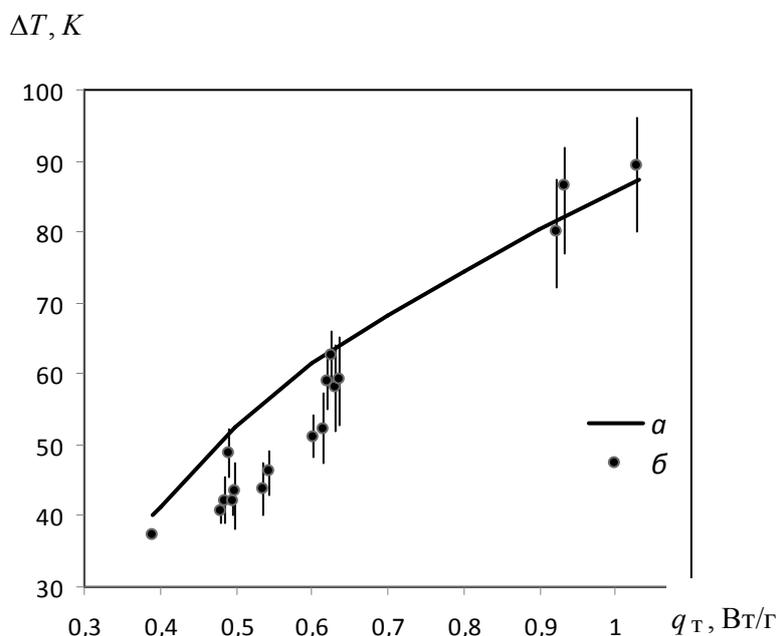


Рис. 3. Перепад температуры между точками расположения термопар на дне слоя и на высоте 33 мм в условиях эксперимента D1 в зависимости от плотности тепловыделения в топливных частицах:
а - расчетные значения; *б* - по показаниям термопар

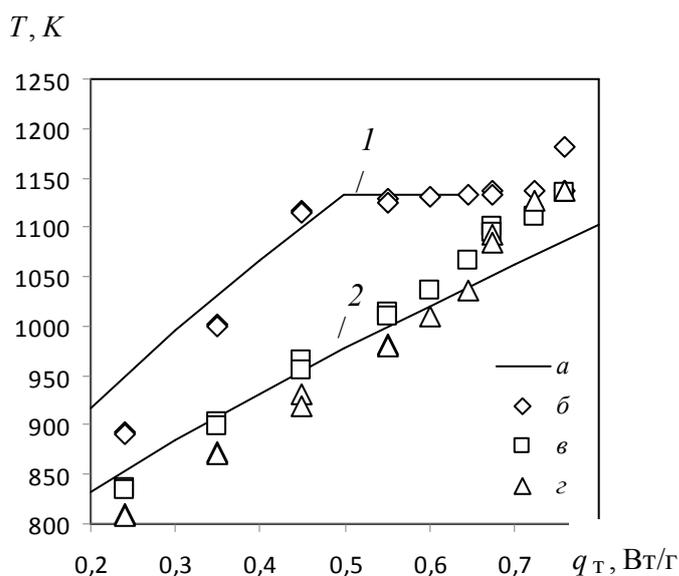


Рис. 4. Температура в слое в условиях эксперимента D2 в зависимости от плотности тепловыделения в топливных частицах:
а - расчетные значения; *1* - максимальная температура; *2* - температура на высоте 65 мм; *б*, *в*, *з* - показания термопар на дне слоя, на высоте 65 мм от дна (в центре) и на той же высоте (но на периферии) соответственно

Таким образом, численное моделирование с помощью разработанной модели теплообмена в насыпных тепловыделяющих слоях в условиях реакторных экспериментов показало, что расчетные результаты в целом соответствуют опытным данным. Достаточно хорошее совпадение расчетных значений температуры с экспериментальными достигается до начала прогнозируемого осушения.

Заключение

Разработана аналитическая математическая модель поля температуры в насыпном тепловыделяющем слое из фрагментов разрушенной активной зоны при тяжелой запроектной аварии ядерного реактора для адиабатических условий теплообмена с нижележащими конструкциями. Выполнена проверка качества модели. Численное моделирование с помощью разработанной модели теплообмена в насыпных тепловыделяющих слоях в условиях реакторных экспериментов показало, что расчетные результаты в целом соответствуют опытным данным.

Библиографический список

1. **Уолтер, А.** Реакторы-размножители на быстрых нейтронах: [пер. с англ.] / А. Уолтер, А. Рейнольдс. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 624 с.
2. **Mitchell, G.W.** Experimental Studies of Heat Removal from Fission-Heated UO₂ Debris in Sodium / G.W. Mitchell, J.B. Rivard, J.T. Hitchcock [et al.] // 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. 253–257.
3. **Lipinski, R.J.** A Particle-Bed Dryout Model with Upward and Downward Boiling // Transactions of the ANS. – 1980. – V. 35. – P. 358–360.
4. **Lipinski, R.J.** A Review of Debris Coolability Models / R.J. Lipinski // Proc. of an International Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, Cambridge, Mass., Aug. 28 – Sept. 1, 1983. – V. 2. – P. 18.2/1–18.2/7.
5. **Schwarz, M.** Particle-Bed Heat Removal with Subcooled Sodium: D4 Analysis / M. Schwarz, J.E. Gronager, R.J. Lipinski // Transactions of the ANS. – 1980. – V. 35. – P. 357–358.
6. **Lipinski, R.J.** Particle Bed Heat Removal with Subcooled Sodium: D4 Results and Analysis / R.J. Lipinski, J.E. Gronager, M. Schwarz // Nuclear Technology. – 1982. – V. 58. – № 3. – P. 369–378.
7. **Kampf, H.** Effects of Different Types of Void Volumes on the Radial Temperature Distribution of Fuel Pins / H. Kampf, G. Karsten // Nuclear Applications and Technology. – 1970. – V. 9. – № 3. – P. 288–300.
8. **Godbee, H.W.** Thermal Conductivities of MgO, Al₂O₃ and ZrO₂ Powders to 850 °C. II. Theoretical / H.W. Godbee, W.T. Ziegler // Journal of Applied Physics. – 1966. – V. 37. – № 1. – P. 56–65.
9. **Nijsing, R.** A One-dimensional Computation Method for Predicting the Asymptotic Heat Transfer Behaviour of Sodium-Saturated Fuel Particle Beds with Top and Bottom Cooling / R. Nijsing, D. Schwalm // Nuclear Engineering and Design. – 1981. – V. 66. – P. 151–170.
10. **Букша, Ю.К.** Проблемы теплоотвода от фрагментов разрушенной активной зоны быстрого реактора / Ю.К. Букша, Е.Е. Мариненко, Ю.А. Лебедев // Доклад на семинаре по безопасности реакторов на быстрых нейтронах. СНГ – Европейское Сообщество. г. Обнинск – г. Актау, 24–29 февраля 1992. – 20 с.
11. **Buksha, Yu.K.** Analysis of Coolability of Fast Reactor Core Debris / Yu.K. Buksha, E.E. Marinenko // Sodium Cooled Fast Reactor Safety: Proc. of an International Topical Meeting. – Obninsk, Russia, October 3–7, 1994. – Obninsk, 1994. – V. 2. – P. 2/4–2/13.
12. **Власичев, Г.Н.** Методика расчета температурного состояния насыпного слоя из фрагментов разрушенной активной зоны / Г.Н. Власичев // Инженерно-физический журнал (Минск). – 1996. – Т. 69. – № 2. – С. 243–254.

13. **McDonald, J.S.** Investigation of Natural Convection Heat Transfer in Liquid Sodium / J.S. McDonald, T.J. Connolly // Nuclear Science and Engineering. – 1960. – V. 8. – №. 5. – P. 369–377.
14. **Rivard, J.B.** In-reactor Experiments on the Cooling of Fast Reactor Debris // Nuclear Technology. – 1979. – V. 46. – №. 2. – P. 344–349.

*Дата поступления
в редакцию 05.04.2018*

G.N. Vlasichev, E.V. Sitnikova

**ANALYTICAL MODEL OF THE THERMAL STATE OF THE BULK LAYER FROM
FRAGMENTS OF THE DESTROYED CORE IN THE EVENT OF A SEVERE NUCLEAR
REACTOR ACCIDENT**

Nizhny Novgorod state technical university n.a. R.E. Alekseev

Purpose: Development of a model of the temperature field in a bulk heat-releasing layer from fragments of the destroyed core in the case of a severe beyond design-basis accident of a nuclear reactor.

Results: An analytical mathematical model of the temperature field in a bulk heat-releasing layer from fragments of the destroyed core for adiabatic heat exchange conditions with underlying structures is developed. The quality of the model is checked. Numerical simulation with the help of the developed model of heat exchange in bulk fuel layers under the conditions of reactor experiments has shown that the calculated results as a whole correspond to the experimental data.

Application: The possibility of using the created model for the analysis of the safety of nuclear reactors in beyond-design-basis accidents.

Key words: safety of nuclear power plants, beyond design basis accidents, bulk fueling layer, mathematical modeling.