

ТЕПЛО- И МАССООБМЕН,
СВОЙСТВА РАБОЧИХ ТЕЛ И МАТЕРИАЛОВ

МОДИФИЦИРОВАННОЕ СООТНОШЕНИЕ ДЛЯ ЧИСЕЛ НУССЕЛЬТА
НА БОКОВОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПЛОСКОГО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО СЛОЯ
РАСПЛАВА, НАГРЕВАЕМОГО СНИЗУ¹

© 2023 г. В. Д. Локтионов^{a, b, *}

^aНациональный исследовательский университет “Московский энергетический институт”,
ул. Красноказарменная, д. 14, Москва, 111250 Россия

^bЭлектрогорский научно-исследовательский центр по безопасности атомных электрических станций
(АО “ЭНИЦ”), ул. Святого Константина, д. 6, г. Электрогорск, Московская обл., 142530 Россия

*e-mail: LoktionovVD@mpei.ru

Поступила в редакцию 05.04.2023 г.

После доработки 26.05.2023 г.

Принята к публикации 27.06.2023 г.

Выполнен анализ разработанного модифицированного соотношения чисел Нуссельта Nu для оценки тепловых нагрузок на поверхностях плоского горизонтального слоя металлического расплава [жидкометаллические теплоносители, металлические слои расплава, формирующиеся внутри корпусов ядерной энергетической установки (ЯЭУ) при тяжелой аварии и др.], подогреваемого по его нижней поверхности и имеющего неравномерное радиальное температурное распределение. Необходимость проведения такого анализа объясняется тем, что использование известных соотношений для чисел Нуссельта Nu для слоя жидкости/расплава с неравномерным продольным распределением температуры приводит к значительным погрешностям при определении условий теплообмена на граничных поверхностях слоя, что является критичным, например, при реализации концепции удержания расплавленных материалов внутри корпуса ЯЭУ при тяжелой аварии (ТА). В предложенном соотношении для числа Nu на боковой поверхности слоя расплава используются как традиционные (число Рэлея), так и дополнительные параметры, учитывающие температурные условия на его граничных поверхностях (в том числе на боковой), а также размеры слоя. Для нахождения неизвестных коэффициентов в модифицированном соотношении применялись результаты нескольких серий численных экспериментов с использованием отечественного CFD-кода ANES. С помощью полученного соотношения для числа Nu был проведен параметрический анализ условий теплообмена на боковой поверхности металлического слоя расплава, формирующегося при ТА. Согласно результатам анализа предложенное соотношение дает хорошую точность при расчетах (в среднем погрешность не превышала 7%) и предсказательную эффективность разработанного модифицированного соотношения для чисел Nu в диапазоне значений числа Рэлея от 10^6 до 10^{12} . Такое соотношение для чисел Nu на боковой поверхности слоя расплава может применяться при оценке тепловых нагрузок на корпус ЯЭУ при ТА и в других задачах, где имеется радиальная неравномерность температурного распределения в плоском слое жидкости/расплава, подогреваемого снизу.

Ключевые слова: число Нуссельта, слой расплава кориума, CFD-моделирование, реактор, тяжелая авария, тепловая нагрузка

DOI: 10.56304/S0040363623120081

Рассматриваемые в настоящей работе вопросы тесным образом связаны с известной проблемой удержания расплавленных материалов активной зоны и внутрикорпусных устройств внутри корпуса ядерного реактора (КЯР) в течение тяжелой аварии (проблема IVMR – In Vessel Melt Retention

problem) [1–5], когда в нижней части корпуса реактора формируется стратифицированная ванна высокотемпературного расплава кориума с высоким уровнем остаточного энерговыделения. В случае стратификации расплава над более плотной оксидной (диоксида урана и циркония) тепловыделяющей частью расплава кориума формируется менее плотный слой из металлических компонентов расплава (сталь, цирконий). При подобной конфигурации расплава возможно возникновение эффекта фокусирования тепловой

¹ Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках государственного задания № FSWF-2023-0017 (соглашение № 075-03-2023-383 от 18.01.2023) в сфере научной деятельности на 2023–2025 гг.

нагрузки [1–3, 6–11] (так называемый тепловой нож) в области контакта КЯР с боковой поверхностью верхнего металлического слоя расплава, в которой на корпус действуют высокоинтенсивные тепловые нагрузки (свыше 1.5 МВт/м²), вызывающие нагрев и оплавление, вплоть до сквозного проплавления стенки корпуса реакторной установки. При этом с уменьшением толщины металлического слоя расплава, нижняя поверхность которого подогревается тепловыделяющей оксидной фазой расплава, фокусирующий эффект тепловой нагрузки усиливается. Поскольку тепловые нагрузки на КЯР определяют как динамику оплавления его стенки, так и возможность внешнего охлаждения корпуса при ТА, получение более точных и оперативных оценок тепловой нагрузки и распределения ее по корпусу реакторной установки представляет важную и актуальную задачу.

Начало систематических исследований теплообменных процессов и явлений в ванне расплава кориума и оценки тепловых нагрузок на ее границах при ТА было инициировано более 35 лет назад известным ученым Т.Г. Theofanous и его коллегами [1–5]. Но сложность взаимосвязанных теплофизических, термомеханических и термохимических процессов в корпусе реактора и в ванне расплава, формирование в ней многослойных стратифицированных структур [6, 7, 12] делают углубленное изучение теплофизических процессов в расплаве кориума в условиях ТА еще более актуальным. Одной из ключевых проблем, от решения которой зависят успешность реализации стратегии IVMR и предотвращение выхода радиоактивных материалов во внешнюю среду при ТА, является оценка тепловой нагрузки, действующей на КЯР со стороны ванны расплава. Только имея результаты такой оценки, можно обоснованно применять ту или иную стратегию управления тяжелой аварией: внешнее охлаждение корпуса реакторной установки, внутренний залив, охлаждение расплава и др.

Для определения тепловых нагрузок, действующих на КЯР в условиях ТА, используются различные методы и подходы. В частности, довольно широко применяется численное моделирование теплового состояния ванны расплава с помощью расчетных кодов на основе технологии CFD и иных подходов [1, 5–14]. Особенности CFD-моделирования в рассматриваемом случае являются трудоемкость и временные затраты для подготовки исходных данных и получения численных результатов. Иной, довольно широко распространенный подход основан на применении специализированных расчетных программ/кодов для анализа тяжелых аварий в ЯЭУ (например, отечественный интегральный код СОКРАТ [15] и аналогичные ему зарубежные коды RELAP/SCDAP, ASTEC и MELCOR [16–19]). В подобных расчетных программах

оценка тепловых нагрузок на границах ванны расплава кориума осуществляется, как правило, с привлечением формул из [1–3, 12, 20–27] для чисел Нуссельта в виде функций $Nu = f(Ra, Pr)$ и $Nu = f(Pr, Gr)$, где Ra , Gr , Pr – числа Рэлея, Грасгофа и Прандтля соответственно как для внешних поверхностей ванны расплава, так и для внутренних ее границ (между слоями расплава).

При очевидной привлекательности такого подхода к определению условий теплообмена на границах ванны расплава при ТА имеется несколько проблем, которые необходимо решить. Одной из таких проблем является существенное отличие условий (геометрические параметры, масштабный фактор, теплофизические свойства модельной среды, граничные условия и режим течения среды, значения характерных чисел Рэлея и др.), при которых были получены экспериментальные данные и на основе которых были составлены соответствующие формулы для определения чисел Nu от реальных условий протекания ТА в ЯЭУ. Например, при анализе ТА широко используется известное соотношение для определения числа Nu на горизонтальных поверхностях плоского слоя жидкости/расплава, подогреваемого снизу, выведенное авторами [25] более 60 лет назад:

$$Nu = 0.069Ra^{1/3} Pr^{0.074}. \quad (1)$$

В дальнейшем на основе формулы (1) были получены аналогичные соотношения [1, 5, 20, 21, 26, 27] для оценки чисел Нуссельта и условий теплообмена в плоском слое жидкости/расплава при нагреве его нижней поверхности. Так, хорошо известна формула из [26]

$$Nu = \left[0.825 + \frac{0.387Ra^{1/6}}{[1 + (0.492/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right]^2, \quad (2)$$

которая используется для определения чисел Nu на боковой поверхности горизонтального слоя (рис. 1) при значениях числа Ra в диапазоне от 0.1 до 10^{12} и любом значении числа Pr .

Необходимо отметить, что использование формул вида (1), (2) и других подобных им соотношений для оценки чисел Nu и анализа тепловых нагрузок на корпус реакторной установки при тяжелых авариях зачастую приводит к неоправданному занижению тепловых нагрузок по сравнению с аналогичными значениями, полученными при численном моделировании (CFD, МКЭ и др.) теплового состояния стратифицированной ванны расплава при тяжелой аварии [6–10, 13, 28, 29]. Причину подобных различий в значениях числа Nu и тепловой нагрузки, действующей на КЯР при ТА, можно объяснить, в частности, тем, что формулы (1) и (2) создавались, как правило, на основе экспериментальных данных, полу-

ченных на маломасштабных установках [25] и для сред (материалов) [26], теплофизические свойства которых существенно отличаются от свойств расплавов, образующихся при ТА. Например, формула (1) была получена в результате маломасштабных экспериментов [25] на установке, в которой боковая стенка сосуда была изготовлена из плексигласа, имеющего низкий коэффициент теплопроводности. Толщина стенки была такой, что отвод тепла от нее во внешнюю среду был незначительным. Вследствие таких условий выполнения экспериментов [25], а также малых размеров установки и слоя модельной жидкости (диаметр сосуда не превышал 0.25 м) при ее циркуляции вдоль боковой вертикальной поверхности температура слоя этой жидкости оставалась почти неизменной. При подобной схеме теплообмена полученная на основе опытных данных формула (1) в полной мере соответствует случаю, когда практически отсутствует радиальная неравномерность распределения температуры в слое жидкости, а условия теплообмена на боковой вертикальной поверхности этого слоя в большой мере схожи с адиабатными граничными условиями.

В то же время для условий протекания реальной ТА в ЯЭУ характерна иная картина взаимодействия высокотемпературного расплава кориума (как металлических, так и оксидных его компонентов) с поверхностью корпуса реактора. В частности, металлический слой (см. рис. 1) расплава, средняя температура по объему которого существенно превышает (на 100–400 К) температуру плавления всей композиции материалов этого слоя (включая сталь, цирконий и др.), находится в контакте по его боковой вертикальной поверхности AB с более холодной поверхностью стального корпуса реактора, температура плавления которого составляет 1670–1770 К, а внешняя поверхность корпуса может охлаждаться в течение ТА. В таком случае радиальная неравномерность температурного распределения в этом слое расплава [6, 7, 13] сопоставима (или превышает ее) с разницей температур нижней OA (подогреваемая поверхность со стороны оксидного слоя) и верхней CB поверхностей слоя (см. рис. 1), которая определяет значения чисел Рэлея и Нуссельта по формулам (1) и (2). При этом в соотношениях (1) и (2) не учитывается радиальная неравномерность распределения температуры в таком слое расплава.

Для обоснования применимости формул (1) и (2) для определения чисел Nu и их “адаптации” к условиям протекания ТА в ЯЭУ варьируют значения множителей и показателей степеней для чисел Ra и Rg в этих соотношениях, а конкретные же их значения для различных модельных жидкостей (вода, водные растворы солей, расплавы солей и др.) определяют на основе экспериментальных данных или расчетно-аналитическим путем [9, 11].

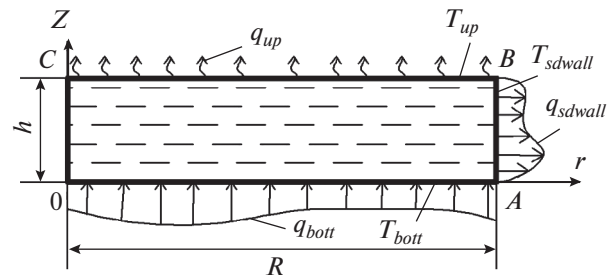


Рис. 1. Тепловая схема слоя расплава, подогреваемого по нижней поверхности и охлаждаемого по верхней и боковой поверхностям.

h — толщина слоя расплава; R — его радиус; r — радиальная координата слоя; T_{up} , T_{bott} , T_{sdwall} — температура верхней, нижней и боковой поверхности соответственно; q_{up} , q_{bott} , q_{sdwall} — плотность теплового потока на верхней, нижней и боковой поверхности соответственно

Для получения таких данных и уточнения значений параметров в формулах (1) и (2) применительно к проблеме ТА были созданы экспериментальные установки различного масштаба, имеющие разные геометрические характеристики. В целях проверки и уточнения чисел Нуссельта на границах оксидной ванны расплава с КЯР реакторных установок ВВЭР, PWR (AP-600, AP-1000) были реализованы несколько крупных исследовательских проектов (RASPLAV/MASKA, COPO, ACOPO, mini-ACOPO, BALI, LIVE и др.) [1, 23, 30–36], а для реакторных установок, создаваемых в КНР, разработаны исследовательская программа и крупномасштабная экспериментальная установка COPRA [37].

Известно, что при стратификации расплава кориума в условиях ТА наиболее теплонатяженной и подвергающейся самым интенсивным тепловым нагрузкам q_{sdwall} (см. рис. 1) является боковая вертикальная поверхность AB (зона контакта металлического слоя расплава со стенкой КЯР), а его нижняя горизонтальная поверхность OA контактирует с тепловыделяющей оксидной фазой расплава. Как показали результаты численного моделирования процессов теплообмена на поверхности слоя расплава, выполненного с помощью CFD-кодов ANES [28, 29, 38] и Star-CCM [13], распределение тепловых нагрузок зависит не только от разности температур на его нижней (T_{bott}) и верхней (T_{up}) поверхностях (см. рис. 1), но и от температурных условий на его боковой (T_{sdwall}) поверхности. При этом наблюдается существенное различие между результатами расчетов, проводимых с помощью численного CFD-моделирования [28, 29], и интегральными оценками чисел Nu по формулам (1) и (2). Как было отмечено в [28], наиболее вероятной причиной такого различия является невозможность с помощью (1)

и (2) учесть неравномерность распределения температуры в слое вдоль его радиальной координаты. Для того чтобы преодолеть этот недостаток, необходимо модифицировать (1), (2) таким образом, чтобы учесть в них неравномерность распределения температурного поля вдоль радиальной координаты слоя жидкость/расплав.

Для решения этой задачи в настоящей работе была предпринята попытка разработать такую модификацию формулы (1), по которой можно было бы определять число Nu на боковой поверхности слоя металлического расплава, подогреваемого по его нижней поверхности и имеющего неравномерное распределение температуры вдоль его радиальной координаты, при формировании стратифицированной ванны расплава кориума при ТА. В качестве исходных данных, которые применены при определении неизвестных параметров в модифицированных соотношениях для Nu , использовались результаты CFD-моделирования нескольких серий экспериментов. В процессе экспериментов исследовались тепловое состояние модельного слоя расплава и параметры условий теплообмена (значения внутренних коэффициентов теплообмена и чисел Nu и Ra) на его боковой и нижней поверхностях в условиях естественной конвекции при высоких числах Рэлея (свыше 10^6) и различных условиях теплообмена на его граничных поверхностях. Результаты выполненного исследования представлены далее.

ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ И МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕПЛООБМЕНА НА ГРАНИЧНЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ СЛОЯ РАСПЛАВА, ПОДОГРЕВАЕМОГО СНИЗУ

Подход, который использовался в настоящей работе для определения параметров теплообмена на граничных поверхностях плоского слоя металлического расплава, подогреваемого снизу, в условиях естественной конвекции при высоких числах Рэлея в случае ТА в ЯЭУ, основан на использовании CFD-моделирования теплового состояния модельного слоя (см. рис. 1) жидкости/расплава. Предполагалось, что при ТА менее плотный (примерно $5-7 \text{ т/м}^3$) слой металлического (сталь, цирконий и др.) расплава подогревается по его нижней поверхности OA от расположенной под ним оксидной, более плотной ($8-9 \text{ т/м}^3$), тепловыделяющей части ванны расплава кориума. На верхней поверхности CB слоя происходит теплообмен со средой, расположенной над верхней поверхностью слоя (внутриреакторное пространство), а его боковая поверхность AB находится в контакте с внутренней поверхностью стального корпуса реактора.

Возможность отдельного рассмотрения теплового состояния верхнего металлического и более плотного оксидного слоев ванны расплава при ТА обусловлена тем, что, как считается, на нижней поверхности металлического слоя расплава OA между нижней поверхностью верхнего слоя (см. рис. 1) и нижележащей оксидной фазой расплава имеется твердая граница [1, 3–5], которая формируется вследствие значительной разницы между температурами плавления/отвердевания металлических (1500°C) и оксидных (2500°C) компонентов расплава кориума при его стратификации в течение ТА. Надежных экспериментальных данных, подтверждающих или опровергающих данное предположение, к сожалению, нет, и возможность принятия подобного условия определяется, как правило, на основе внутренней непротиворечивости данной гипотезы.

Численное моделирование теплового состояния исследуемого слоя выполнялось при различных условиях теплообмена на его поверхностях, а также при варьировании геометрических размеров цилиндрического слоя: радиуса R и толщины h . При этом моделирование теплового состояния осуществлялось в соответствии со специально разработанной матрицей численных экспериментов, а результаты моделирования этих серий экспериментов использовались в последующей статистической обработке при нахождении параметров функциональных соотношений для чисел Нуссельта. Такие функциональные соотношения для чисел Nu включали в себя как теплофизические характеристики модельного расплава/жидкости и размеры слоя, так и значения температур на его граничных поверхностях (нижней, верхней и боковой) (см. рис. 1).

При выполнении численного моделирования на нижней (OA), верхней (CB) и боковой (AB) поверхностях слоя задавались граничные условия первого рода со значениями температур T_{bottom} , T_{up} и T_{sdwall} соответственно. Распределения температур на каждой из поверхностей слоя принимались равномерными, а их значения оставались постоянными в каждом из экспериментов, но варьировались в пределах выполнения серий численных экспериментов. Допущение о равномерном распределении температур на поверхностях слоя расплава является общепринятым [1–6, 12, 14, 20–24] при проведении анализа ТА с использованием соотношений для чисел Nu , когда в расчетном методе используются осредненные значения температур как поверхностей ванны расплава, так и осредненные по объему температуры различных фаз такой ванны расплава кориума.

Выполнение численного моделирования теплового состояния слоя расплава осуществлялось при варьировании его геометрических размеров. Так, изменение радиуса R слоя осуществлялось в

диапазоне от 1.4 до 2.5 м, а значение аспектного числа (h/R) составляло от 0.1 до 0.8. При этом значения числа Рэлея Ra находились в диапазоне от 10^6 до 10^{12} . Число Ra вычислялось по известной зависимости

$$Ra = g\beta\Delta T h^3 / (\nu a), \quad (3)$$

где g – ускорение свободного падения; β – коэффициент объемного теплового расширения модельного расплава; ν , a – кинематический коэффициент вязкости и температуропроводность модельного расплава соответственно.

Значение ΔT определялось как разность между значениями температур нижней (T_{bott}) и верхней (T_{up}) поверхностей слоя расплава высотой h (см. рис. 1). При численном моделировании принималось, что коэффициент объемного температурного расширения и кинематический коэффициент вязкости модельного расплава имели значения $1.5 \times 10^{-4} \text{ K}^{-1}$ и $6.65 \times 10^{-7} \text{ м}^2/\text{с}$ соответственно, а теплопроводность λ , теплоемкость c_p и плотность ρ равнялись $20 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$, $654 \text{ Дж}/\text{кг}$ и $6500 \text{ кг}/\text{м}^3$. Указанные теплофизические характеристики слоя соответствовали свойствам расплава стали при ТА, когда формируется стратифицированная ванна расплава [1, 6–14].

Также при выполнении численного моделирования предполагалось, что в рассматриваемом слое отсутствует внутреннее тепловыделение. Однако имеются основания полагать, что при определенных условиях протекания ТА в верхнем слое металлического расплава может происходить внутреннее остаточное тепловыделение и достигать 10% суммарного тепловыделения в расплаве кориума [6], и это необходимо учитывать при дальнейшем изучении подобных систем.

Подход, который использовался при установлении зависимостей для чисел Nu на боковой (AB) поверхности слоя, заключался в следующем. На основе результатов численного CFD-моделирования теплового состояния слоя расплава в каждом из экспериментов определяли осредненные значения плотностей теплового потока на боковой (q_{swall}), нижней (q_{bott}) и верхней (q_{up}) поверхностях слоя (см. рис. 1), а также среднее значение температуры (T_{lay}) модельной среды по объему слоя. Полученные таким образом осредненные значения указанных параметров использовали при дальнейшем анализе внутренних коэффициентов теплообмена между слоем расплава с температурой T_{lay} и его поверхностями. Для боковой поверхности OA слоя внутренний коэффициент теплоотдачи (α_{swall}) рассчитывали по соотношению

$$\alpha_{\text{swall}} = q_{\text{swall}} / (T_{\text{lay}} - T_{\text{swall}}) \quad (4)$$

и использовали при определении значений числа Нуссельта для боковой поверхности слоя

$$Nu_{\text{swall}} = \alpha_{\text{swall}} h / \lambda. \quad (5)$$

Полученные по формуле (5) значения числа Нуссельта являлись исходными данными для построения функциональных зависимостей для числа Nu на боковой поверхности модельного слоя расплава при проведении статистического анализа.

Численное моделирование теплового состояния модельного слоя выполняли при различных значениях разности температур нижней и боковой поверхностей слоя и при различных значениях разности температур его нижней и верхней поверхностей. Разность температур варьировалась в диапазоне от 1 до 300 К, что соответствует условиям протекания тяжелой аварии в ЯЭУ [6–14]. При численном моделировании теплового состояния слоя расплава использовали расчетный CFD-код ANES [38], разработанный в НИУ МЭИ и успешно применяемый при численном моделировании широкого круга задач теплообмена в самых разных областях техники и науки. Этот код содержит обширную библиотеку математических моделей, в том числе моделей турбулентности. Моделирование процесса естественной конвекции в рассматриваемом модельном слое расплава осуществлялось с помощью имеющейся в коде двухпараметрической модели турбулентности типа $k-\omega$ с универсальными пристенными функциями, предложенными Ментером. При моделировании использовалась несимметричная структурная сетка из конечных объемов (КО) со сгущением вблизи граничных поверхностей расчетной области по закону гиперболического тангенса.

Для оценки чувствительности численного решения к степени дискретизации расчетной области (РО) были выполнены предварительные расчеты теплового состояния модельного слоя расплава с варьированием частоты дискретизации как в радиальном направлении (N_r), так и по толщине (N_z) слоя (рис. 2). В каждом из проведенных численных экспериментов оценивалась погрешность $\text{eps}(Nu_{\text{swall}})$ определения числа Nu на боковой поверхности слоя относительно его базового значения, полученного при степени дискретизации РО равной 350 и 330 вдоль радиальной координаты слоя и по его толщине соответственно. Такая частота дискретизации для “базового” варианта выбиралась опытным путем пошаговым ее увеличением до момента, пока разность в значениях числа Нуссельта для боковой поверхности слоя, определенных для двух “соседних” (с различной степенью дискретизации РО) вариантов расчета не превысила 0.2%. Как следует из представленных на рис. 2 результатов, полученных для двух значений (175 и 250) частоты дискретиза-

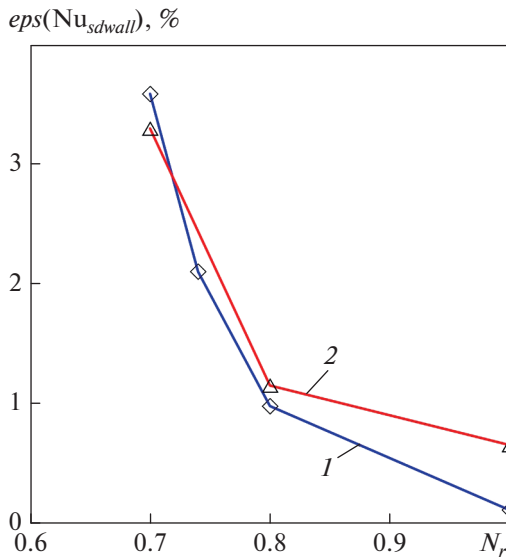


Рис. 2. Зависимость относительной погрешности определения числа Нуссельта на боковой поверхности слоя расплава $\text{eps}(\text{Nu}_{\text{sdwall}})$ от относительной частоты сетки (N_r) КО по его радиальной координате при значениях частоты сетки по толщине слоя $N_z = 250$ (1) и 175 (2)

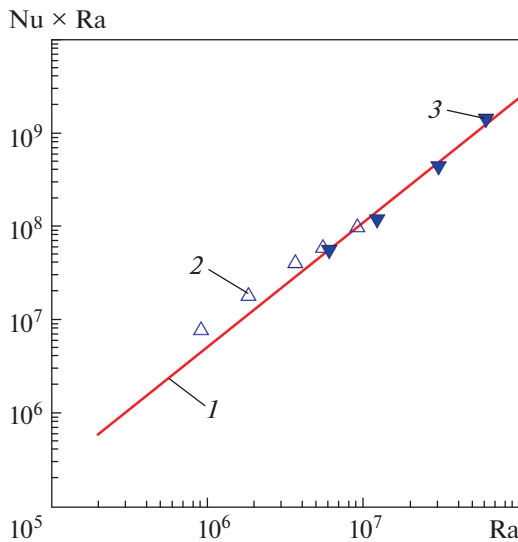


Рис. 3. Зависимость $\text{Nu} \times \text{Ra}$ (1) от числа Рэлея для горизонтальных поверхностей плоского слоя ртути радиусом R , подогреваемого снизу [25], и результаты CFD-моделирования (2, 3) с помощью кода ANES при различных толщинах (h/R) слоя.
1 – $\text{Nu} \times \text{Ra} = 0.051 \text{Ra}^{4/3}$; h/R : 2 – 0.53; 3 – 1.00

ции КО (N_z) по толщине слоя и варьировании ее вдоль радиальной координаты слоя от 175 до 250, относительная погрешность определения числа Nu для боковой поверхности слоя не превышала 4%. В дальнейшем при выполнении моделирования в

сериях численных экспериментов использовалась сетка КО с параметрами дискретизации РО, обеспечивающими погрешность расчета для числа Nu на боковой поверхности слоя не более 2%.

Для обоснования выбора модели турбулентности и расчетного кода ANES в качестве вычислительного инструмента при решении рассматриваемой проблемы было выполнено моделирование этим кодом нескольких экспериментов с ртутью [25], результаты которых использовались, в частности, при разработке известного соотношения (1). На рис. 3 представлена аппроксимационная линия 1 экспериментальных данных в виде зависимости параметра $\text{Nu} \times \text{Ra}$ (по аналогии с рисунком в [25]) для горизонтальной поверхности слоя ртути, подогреваемого снизу:

$$\text{Nu} \times \text{Ra} = 0.051(\text{Ra}^{4/3}), \quad (6)$$

а также результаты численного моделирования (маркеры 2 и 3) некоторых экспериментов. Расчеты выполнены с помощью кода ANES и выбранной двухпараметрической модели турбулентности.

На рис. 3 наблюдается удовлетворительное согласие между аппроксимационной прямой, полученной по экспериментальным данным, и результатами CFD-моделирования для двух толщин (h/R) слоя ртути. При этом наблюдается некоторая тенденция к увеличению разности между ними при значениях числа Ra менее 2×10^6 .

При построении функциональной зависимости для Nu на боковой поверхности слоя основная проблема заключалась в выборе наиболее удобной и точной функциональной зависимости, которая не только позволяла бы учесть разность температур между нижней и верхней поверхностями слоя, как в известных формулах (1) и (2), но и неравномерность распределения температуры в его радиальном направлении [6–8, 13, 28].

Поэтому в данной работе в качестве функциональной зависимости для числа Nu на боковой поверхности слоя расплава была рассмотрена зависимость вида

$$\text{Nu} = A \text{Ra}^n D(T) F(h, R), \quad (7)$$

где первые два члена – свободный коэффициент A и число Рэлея Ra – соответствуют традиционной записи подобных соотношений для чисел Nu , а члены, входящие в дополнительные множители $D(T)$ и $F(h, R)$, отражают температурные условия на границах слоя и его геометрические характеристики соответственно. При этом выбор конкретных выражений для таких дополнительных множителей в (7) представляет отдельную и нетривиальную для решения задачу.

В результате CFD-моделирования нескольких серий экспериментов (не менее 60) для мо-

дельного слоя в соответствии с разработанными алгоритмами их проведения были получены исходные данные, которые использовались при последующем анализе и статистической обработке для нахождения неизвестных параметров в (7).

РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Для определения конкретного вида зависимости (7) были рассмотрены различные по структуре функциональные соотношения для сомножителей $D(T)$ и $F(h, R)$. В результате выбор был остановлен на следующем соотношении для числа Нуссельта на боковой поверхности слоя расплава:

$$Nu_{sdwall} = 0.527Ra^{0.25}D(T)F(h/R), \tag{8}$$

где

$$D(T) = \sqrt{\frac{T_{bott} - T_{sdwall}}{0.37(T_{bott} - T_{sdwall}) + 7(T_{bott} - T_{up})}}; \tag{9}$$

$$F(h/R) = \exp[(h/R)^{0.25}]; \tag{10}$$

значения неизвестных параметров (показателей степени, коэффициентов) определялись на основе статистической обработки результатов серий численных экспериментов.

Влияние температурных условий на границах слоя, представленные сомножителем $D(T)$ в (9), имеет существенно нелинейный характер и зависит как от разницы температур нижней (T_{bott}) и верхней (T_{up}) горизонтальных поверхностей слоя, так и от разницы осредненных температур нижней (по которой осуществляется подвод тепла от оксидного слоя) и боковой (T_{sdwall}) поверхностей этого слоя.

На рис. 4 представлены значения числа Nu_{sdwall} для боковой поверхности AB (см. рис. 1), определенные с помощью соотношений (8)–(10) (ось ординат), и значения числа Nu_{sdwall_CFD} , полученные при численном CFD-моделировании (ось абсцисс). Следует отметить, что при расчете чисел Nu по (8)–(10) использовались температуры на поверхностях слоя, которые принимались в качестве граничных условий при выполнении численных CFD-экспериментов.

Из приведенных на рис. 4 данных следует, что практически во всем диапазоне значений числа Nu (до 700) наблюдается удовлетворительное соответствие между результатами CFD-моделирования и расчета по соотношениям (8)–(10). Это свидетельствует о достаточно хорошей предсказательной способности полученных соотношений (8)–(10). Погрешность (осредненная по всей группе выполненных экспериментов) определе-

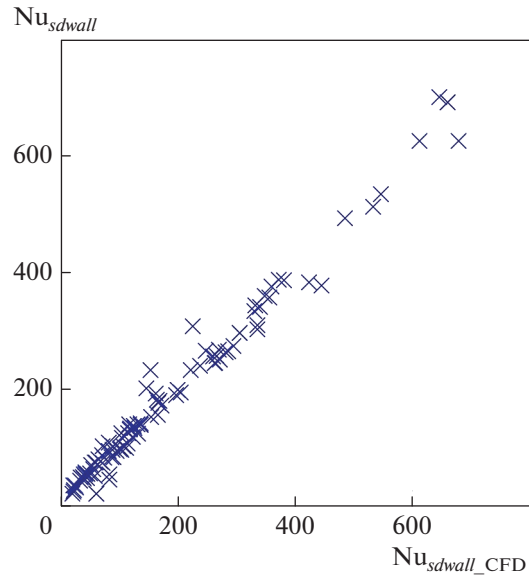


Рис. 4. Зависимость между значениями чисел Нуссельта для боковой поверхности горизонтального слоя расплава, определенными по (8)–(10) (Nu_{sdwall}) и полученных на основе CFD-моделирования (Nu_{sdwall_CFD})

ния числа Nu для боковой поверхности слоя расплава не превышает 7% в диапазонах изменения значений чисел Рэлея от 10^6 до 10^{12} и Нуссельта (до 700).

Исходя из основной цели данного исследования, важно оценить влияние граничных условий на поверхностях горизонтального слоя металлического расплава на параметры теплообмена на его боковой поверхности, от которых в значительной мере зависят тепловые нагрузки на корпус ядерного реактора в условиях ТА.

На рис. 5 представлены зависимости от числа Рэлея чисел Нуссельта на нижней (кривая 1) и боковой (2, 3) поверхностях металлического слоя расплава (сталь, $Pt = 0.14$), а также чисел Nu , рассчитанных по соотношениям (8)–(10) при различных значениях разницы температур dT_{up} и dT_w поверхностей рассматриваемого слоя (4–11). Здесь параметр $dT_{up} = (T_{bott} - T_{up})$ соответствует разности между осредненными значениями температур нижней (T_{bott}) и верхней (T_{up}) поверхностей модельного слоя, а параметр $dT_w = (T_{bott} - T_{sdwall})$ – разности между осредненными значениями температур его нижней и боковой (T_{sdwall}) поверхностей. Кривая 1 на этом рисунке построена по зависимости (1) для чисел Нуссельта на горизонтальных поверхностях рассматриваемого слоя [25], которая используется в довольно широких диапазонах значений числа Прандтля (от 0.02 до 8750) и числа Рэлея (до 10^9). Кривая 2 на рис. 5 соответствует зависимости (2), кривая 3 – формуле из [27], получаемое по ней значение является

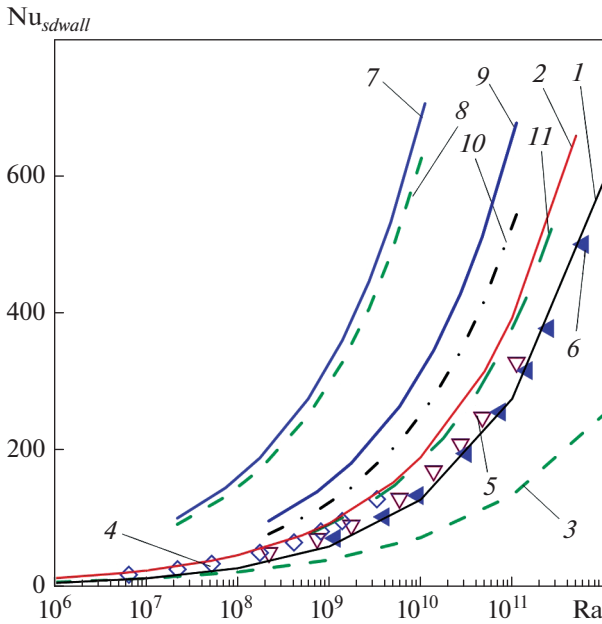


Рис. 5. Зависимость числа Нуссельта Nu_{sdwall} от числа Рэлея Ra на нижней (1) и боковой (2–11) поверхностях металлического слоя расплава при различных значениях разностей температур dT_{up} , dT_w и $Pr = 0.14$. Зависимость: 1 – (1); 2 – (2); 3 – (11); 4 – $dT_{up} = 5$ К, $dT_w = 5$ К; 5 – $dT_{up} = 50$ К, $dT_w = 50$ К; 6 – $dT_{up} = 250$ К, $dT_w = 250$ К; 7 – $dT_{up} = 5$ К, $dT_w = 250$ К; 8 – $dT_{up} = 5$ К, $dT_w = 150$ К; 9 – $dT_{up} = 50$ К, $dT_w = 250$ К; 10 – $dT_{up} = 50$ К, $dT_w = 150$ К; 11 – $dT_{up} = 150$ К, $dT_w = 250$ К

средним из двух, рассчитанных по известным формулам для определения числа Nu на боковой поверхности слоя расплава:

$$Nu = 0.5(0.6Ra^{0.19} + 0.0923Ra^{0.302}). \quad (11)$$

Такой выбор структуры формулы (11) вызван тем обстоятельством, что не имеется достаточно надежных и проверенных опытных данных для числа Nu для боковой поверхности горизонтального слоя расплава.

На рис. 5 маркерами 4–6 обозначены расчетные данные, соответствующие случаям равенства осредненных температур поверхностей слоя расплава ($dT_{up} = dT_w$). Необходимо отметить, что наблюдается хорошее соответствие между числами Nu , рассчитанными по соотношениям (8)–(10) для боковой (вертикальной) поверхности рассматриваемого слоя (маркеры 4–6), и результатами, полученными по формуле (1) (кривая 1), и значениями Nu для горизонтальных (нижней и верхней) поверхностей этого слоя. Причем значения dT_{up} и dT_w не оказывают существенного влияния на степень отклонения значений числа Nu , рассчитанных по (8)–(10), от таковых, определенных с помощью (1), повышение абсолютных значений dT_{up} и dT_w (от 5 до 250 К) приводит лишь

к увеличению числа Рэлея и, как следствие, к росту числа Nu . При сравнении значений числа Нуссельта для поверхностей слоя расплава становится ясно, что число Nu для боковой поверхности слоя (кривая 2 на рис. 5) превышает в среднем на 20–30% значения для нижней поверхности (кривая 1) во всем диапазоне изменения числа Ra .

Существенные несовпадения значений числа Nu , определенных по формулам (8)–(10) и “базовым” соотношениям (1) и (2), наблюдаются тогда, когда значения параметров dT_{up} и dT_w различаются (кривые 7–11 на рис. 5). Причем с увеличением разницы между значениями dT_{up} и dT_w наблюдается существенное (в разы!) повышение числа Nu по сравнению с его “базовыми” значениями (кривая 2), полученными по (2) для боковой поверхности слоя. Например, при $Ra = 10^9$ число Nu , определенное с помощью (2) (кривая 2), не превышает 100. Когда $dT_{up} = 5$ К и $dT_w = 250$ К, значение числа Nu составляет 350 (кривая 7), что более чем в 3.5 раза превышает “базовое” значение. В расчетном случае при $dT_{up} = 50$ К и $dT_w = 250$ К число Nu не превышает 150 (кривая 9 на рис. 5), что в 1.5 раза больше “базового” значения числа Nu при $Ra = 10^9$.

С ростом числа Ra разность между “базовыми” значениями (кривая 2) числа Nu и аналогичными значениями, определенными по соотношениям (8)–(10), имеет тенденцию к увеличению (см. рис. 5). Существенный рост числа Nu на боковой поверхности слоя расплава при ТА является критическим относительно тепловых нагрузок на корпус реакторной установки и сохранения его целостности в течение ТА.

Следует также отметить, что с уменьшением разности между значениями параметров dT_{up} и dT_w снижается разность между числами Nu , определенными по соотношениям (8)–(10) и с помощью (1) (кривая 1, на рис. 5). Кривая 1 и соответствующая ей формула (1) являются “асимптотами” для зависимостей (8)–(10) при уменьшении разности между значениями dT_{up} и dT_w . Этот феномен был обсужден ранее и связан с особенностями выполнения экспериментов в работе [25] и полученных опытных данных, на основании которых было выведено соотношение (1) для числа Nu .

При сравнении расчетных значений (кривые 4–11 на рис. 5) чисел Nu с результатами, полученными с помощью (11) (кривая 3), отмечено, что использование подобной “осредненной” формулы [27] для определения числа Nu на боковой поверхности слоя при ТА не является обособанным и приводит к существенному занижению значений Nu и тепловых нагрузок, действующих на корпус ядерного реактора со стороны металлического слоя расплава в условиях аварийной ситуации.

Для сравнения результаты расчета числа Nu на боковой поверхности слоя по соотношениям (8)–(10) и (1) (для горизонтальных поверхностей слоя) и данные CFD-моделирования с помощью кода ANES теплового состояния слоя расплава (см. рис. 1) для расчетных случаев представлены на рис. 6. Выбор соотношения (1) (кривая 1 на рис. 6) для расчета значений числа Nu на горизонтальных поверхностях слоя обусловлен исключительно удобством при сравнении результатов: соотношение (1) и соответствующая ему кривая 1, как было сказано ранее, являются “асимптотой” для зависимостей (8)–(10) при равенстве температур верхней и боковой поверхностей слоя ($dT_{up} = dT_w$), что можно рассматривать как предельный случай.

На рис. 6 представлены также результаты CFD-моделирования (маркеры 5 и 6) с помощью кода ANES расчетных случаев при различных размерах модельного слоя и значениях параметров dT_{up} и dT_w , характеризующих температурные условия на границах слоя.

Определенные на основе численного моделирования значения числа Nu при равенстве температур верхней и боковой поверхностей ($dT_{up} = dT_w$) слоя (маркеры 5 на рис. 6) довольно хорошо совпадают со значениями числа Нуссельта, рассчитанными по соотношению (1), в диапазоне значений числа Рэлея от 10^7 до 5×10^{11} . Наблюдается также достаточно хорошее соответствие между значениями числа Nu , определенными по соотношениям (8)–(10) (кривые 2–4 на рис. 6), и результатами CFD-моделирования (маркеры 6) при различных значениях параметров dT_{up} и dT_w . Маркеры 6 соответствуют расчетным данным и кривым 2–4 при $dT_w = 250$ К и $dT_{up} = 150, 60$ и 5 К соответственно.

Представленные на рис. 6 результаты позволяют сделать вывод о хорошей предсказательной способности разработанного модифицированного соотношения (8) для оценки значения числа Нуссельта на боковой поверхности слоя расплава, подогреваемого снизу, и наличии неравномерного радиального температурного распределения в расплаве в рассматриваемом диапазоне значений числа Рэлея.

Для проверки полученного модифицированного соотношения (8) и возможности его использования для оценки числа Nu на боковой поверхности слоя и анализа условий теплообмена в стратифицированной ванне расплава при ТА крайне важно провести экспериментальные исследования с использованием модельных материалов и при граничных условиях, соответствующих состоянию протекания ТА в ЯЭУ.

Также, следует отметить, что для применения соотношений (1), (2) и им подобных [1, 3–5, 20–27] для оценки чисел Nu на граничных поверхностях

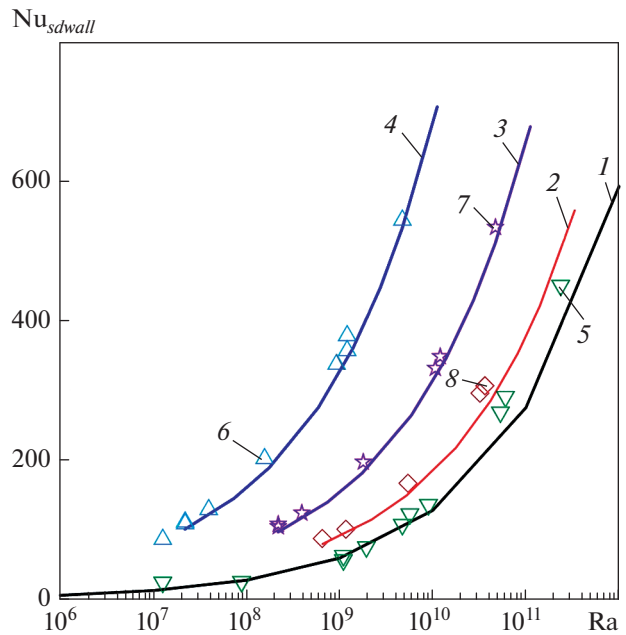


Рис. 6. Сравнение значений числа Нуссельта Nu_{sdwall} на боковой поверхности слоя, определенных с использованием соотношений (1) (1) и (8)–(10) (2–4), с результатами CFD-моделирования (маркеры 5, 6) при различных значениях числа Ra и разностей температур dT_{up} , dT_w , $Pr = 0.14$.
 2 – $dT_{up} = 150$ К, $dT_w = 250$ К; 3 – $dT_{up} = 50$ К, $dT_w = 250$ К; 4 – $dT_{up} = 5$ К, $dT_w = 250$ К; 5 – CFD: $dT_{up} = dT_w = 5–250$ К; 6 – CFD: $dT_{up} = 5$ К, $dT_w = 250$ К; 7 – CFD: $dT_{up} = 50$ К, $dT_w = 250$ К; 8 – CFD: $dT_{up} = 150$ К, $dT_w = 250$ К

ванны расплава кориума при ТА требуется дополнительный углубленный анализ. Необходимость проведения такого анализа объясняется тем, что многие из подобных соотношений для оценки значений числа Nu на границах ванны расплава были получены на основе опытных данных и в условиях проведения экспериментов, которые значительно отличаются от условий протекания ТА, что может приводить к значительным погрешностям и ошибкам при оценке тепловых нагрузок на корпус реактора и, как следствие, невозможности реализации концепции внутрикорпусного удержания расплава кориума в аварийной ситуации в ЯЭУ.

ВЫВОДЫ

1. Модифицированное соотношение для определения числа Нуссельта на боковой поверхности горизонтального слоя металлического расплава позволяет учитывать радиальную неравномерность распределения температуры в слое. Модифицированное соотношение, по сравнению с аналогичными известными формулами, включает в себя дополнительные множители, учиты-

вающие как температуры нижней, боковой и верхней границ слоя расплава, так и его геометрические (аспектное число) характеристики. Параметрический анализ, выполненный с использованием модифицированного соотношения для числа Nu, а также сравнение с результатами численного CFD-моделирования выявили хорошую точность (осредненная погрешность не превышает 7%) и предсказательную способность полученного соотношения для числа Nu в широком диапазоне изменения чисел Рэлея (от 10^6 до 10^{12}) и Нуссельта (до 700).

2. При проведении параметрического анализа установлено существенное влияние разницы между осредненными значениями температур верхней и боковой поверхностей слоя расплава на число Нуссельта для боковой поверхности слоя и, как следствие, на тепловые нагрузки, действующие со стороны расплава на корпус реактора при тяжелой аварии. Увеличение разницы между осредненными значениями температур верхней и боковой поверхностей слоя приводит к существенному росту числа Нуссельта и тепловых нагрузок, действующих на боковую поверхность слоя расплава, подогреваемого по его нижней поверхности.

3. При использовании известных соотношений для оценки числа Nu при радиальной неравномерности температурного распределения в слое жидкости/расплава, подогреваемого по его нижней поверхности, оказываются существенно занижены значения числа Nu. Такая ситуация является критичной во многих случаях, например при оценке тепловых нагрузок на корпус ядерного реактора при тяжелых авариях.

4. Для подтверждения работоспособности разработанного модифицированного соотношения для числа Nu на боковой поверхности горизонтального слоя жидкости расплава и полученных результатов необходимы постановка и проведение дополнительных экспериментальных исследований с прототипными расплавами/модельными средами в условиях, приближенных к таковым при протекании тяжелых аварий в ЯЭУ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **In-vessel** coolability and retention of a core melt // T.G. Theofanous, C. Liu, S. Additon, S. Angelini, O. Kymäläinen, T. Salmassi. V. 1. U.S. Department of Energy, 1996. DOE/ID-10460.
2. **Henry R.E., Fauske H.K.** External cooling of a reactor vessel under severe accident conditions // Nucl. Eng. Des. 1993. V. 139. P. 31–43.
3. **Heat flux distribution from a volumetrically heated pool with high Rayleigh number** / O. Kymalainen, H. Tuomisto, O. Hongisto, T.G. Theofanous // Nucl. Eng. Des. 1994. V. 149. No. 1–3. P. 401–408. [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(94\)90305-0](https://doi.org/10.1016/0029-5493(94)90305-0)
4. **Kymalainen O., Tuomisto H., Theofanous T.G.** In-vessel retention of corium at the Loviisa plant // Nucl. Eng. Des. 1997. V. 169. No. 1–3. P. 109–130. [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(96\)01280-0](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(96)01280-0)
5. **In-vessel** coolability and retention of a core melt / T.G. Theofanous, C. Liu, S. Addition, S. Angelini, O. Kymalainen, T. Salimassi // Nucl. Eng. Des. 1997. V. 169. No. 1–3. P. 1–48. [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(97\)00009-5](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(97)00009-5)
6. **Loktionov V.D., Mukhtarov E.S., Lyubashevskay I.V.** Features of heat and deformation behavior of a VVER-600 reactor pressure vessel under conditions of inverse stratification of corium pool and worsened external vessel cooling during the severe accident. Part 1. The effect of the inverse melt stratification and in-vessel top cooling of corium pool on the thermal loads acting on VVER-600's reactor pressure vessel during a severe accident // Nucl. Eng. Des. 2018. V. 326. P. 320–332. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2017.11.015>
7. **Локтионов В.Д., Мухтаров Э.С.** Оценка тепловых нагрузок на корпус ВВЭР в условиях инверсии стратифицированной ванны расплава при тяжелой аварии // Теплоэнергетика. 2016. № 9. С. 49–58. <https://doi.org/10.1134/S0040363616090034>
8. **Numerical** investigation of the reactor pressure vessel behaviour under severe accident conditions taking into account the combined processes of the vessel creep and the molten pool natural convection / V.D. Loktionov, E.S. Mukhtarov, N.I. Yaroshenko, V.E. Orlov // Nucl. Eng. Des. 1999. V. 191. No. 1. P. 31–52. [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(99\)00051-5](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(99)00051-5)
9. **Григорук Д.Г., Кондратенко П.С.** Эффект фокусировки в теплоотдаче многокомпонентной жидкости с внутренними источниками тепла // ТВТ. 2001. Т. 39. Вып. 1. С. 161–162.
10. **Рассохин Н.Г., Локтионов В.Д., Мухтаров Э.С.** Тепловой и прочностной анализ поведения корпуса реактора ВВЭР-440 при аварии с расплавлением активной зоны // Теплоэнергетика. 2006. № 9. С. 3–9.
11. **Григорук Д.Г., Стрижов В.Ф., Филиппов А.С.** Численное исследование теплоотдачи расслоенного расплава с объемным тепловыделением в нижнем слое // ТВТ. 2008. Т. 46. Вып. 3. С. 427–434.
12. **Nieminen A.** The effect of late-phase melt pool configuration on pressure vessel rupture // Proc of the 6th European Review Meeting on Severe Accident Research (ERMSAR-2013). Avignon, France, Palais des Papes, 2–4 Oct. 2013.
13. **Кочетов Н.А., Локтионов В.Д., Сидоров А.С.** Моделирование с помощью программного комплекса STAR CCM+ теплового состояния и естественной конвекции в металлическом слое расплава при тяжелых авариях в реакторах типа ВВЭР // Теплоэнергетика. 2015. № 9. С. 52–61. <https://doi.org/10.1134/S0040363615050057>

14. **Свободная** конвекция тепловыделяющей жидкости в полусферическом замкнутом объеме / П.С. Кондратенко, Д.В. Никольский, Н.Н. Самхарадзе, М.Е. Чижов // ТВТ. 2011. Т. 49. Вып. 5. С. 751–756.
15. **Интегральный** тяжелоаварийный код СОКРАТ. ИБРАЭ РАН, 2013.
<http://www.ibrae.ac.ru/contents/267/>
16. **SCDAP/RELAP5/MOD 3.3**. Code Manual: User's Guide and Input Manual. NUREG/CR-6150. / L.J. Siefken, E.W. Coryell, E.A. Harvego, J.K. Hohorst // V. 3. Rev. 2. Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 2001.
<https://www.nrc.gov/docs/ML0103/ML010310311.pdf>
17. **The ASTEC Software Package**. IRSN.
<https://en.irsn.fr/en/research/scientific-tools/computer-codes/pages/the-astec-software-package-2949.aspx>
18. **MELCOR Computer Code Manuals**. V. 3: MELCOR Assessment Problems. Version 2.1.7347. SAND 2015-6693 R, Sandia National Laboratories, Aug. 2015 (ADAMS Accession No. ML15300A476).
<https://melcor.sandia.gov/documentation.html>
19. **ASTEC application to in-vessel corium retention** / D. Tarabelli, G. Ratel, R. Pelisson, G. Guillard, M. Barnak, P. Matejovic // Nucl. Eng. Des. 2009. V. 239. No. 7. P. 1345–1353.
<https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2009.02.021>
20. **Kolev N.I.** SWR 1000 severe accident control through in-vessel melt retention by external RPV cooling. // Proc. of the 9th Intern. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-9). Nice, France, 2–12 April 2001.
21. **Kolev N.I.** Multiphase flow dynamics 4. Berlin; Heidelberg: Springer-Verlag, 2009.
https://doi.org/10.1007/978-3-540-92918-5_16
22. **Bakouta N., Le Tellier R., Saas L.** Assessment of advanced corium-in-lower-head models in MAAP and PROCOR codes // Proc. of the 7th European Review Meeting on Severe Accident Research (ERMSAR-2015). Marseille, France, 24–26 March 2015. P. 003.
23. **Bonnet J.M.** An integral model for the calculation of heat flux distribution in a pool with internal heat generation // Proc. of the NURETH-7. Saratoga, USA, Sept. 1995.
24. **Esmail H., Khatib-Rahbar M.** Analysis of likelihood of lower head failure and exvessel fuel coolant interaction energetics for AP1000 // Nucl. Eng. Des. 2005. V. 235. P. 1583–1605.
25. **Globe S., Dropkin D.** Natural-convection heat transfer in liquid confined by two horizontal plates and heated from below // J. Heat Transfer. 1959. V. 81. P. 24–28.
<https://doi.org/10.1115/1.4008124>
26. **Churchill S.W., Chu H.H.S.** Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate // Int. J. Heat Mass Transfer. 1975. V. 18. No. 11. P. 1323–1329.
[https://doi.org/10.1016/0017-9310\(75\)90222-7](https://doi.org/10.1016/0017-9310(75)90222-7)
27. **Sohal M.S., Siefken L.J.** A heat transfer model for a stratified corium-metal pool in the lower plenum of a nuclear reactor: Report No. INEEL/EXT-99-00763. Idaho National Eng. Environmental Laboratory, Aug. 1999. P. 21.
28. **Локтионов В.Д., Мухтаров Э.С.** Влияние условий теплообмена на граничных поверхностях подогреваемого снизу плоского слоя расплава металла на характер течения расплава в условиях естественной конвекции при высоких числах Рэлея применительно к решению проблемы удержания расплава внутри корпуса ядерного реактора при тяжелой аварии // Сб. материалов 8-й Рос. нац. конф. по теплообмену РНТК-8. Москва, 17–22 октября 2022. Т. 1. С. 169–170.
29. **Брызгунов П.А.** Численное моделирование процессов теплообмена в имитационных расплавах многослойной структуры с внутренним тепловыделением при высоких числах Рэлея: Выпускная квалификационная работа бакалавра наук. Рук. В.Д. Локтионов. М.: НИУ МЭИ, 2019.
30. **Challenges** left in the area of in-vessel melt retention / V. Asmolov, N.N. Ponomarev-Stepnoy, V. Strizhov, B.R. Sehgal // Nucl. Eng. Des. 2001. V. 209. No. 1–3. P. 87–96.
[https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(01\)00391-0](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(01)00391-0)
31. **The first** results from the ACOPO experiment / T.G. Theofanous, M. Maguire, S. Angelini, T. Salmassi // Nucl. Eng. Des. 1996. V. 169. No. 1–3. P. 49–57.
[https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(97\)00023-X](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(97)00023-X)
32. **Bonnet J.M.** Thermal hydraulic phenomena in corium pools: the BALI experiment // Proc. of the Workshop on Severe Accident Research Held in Japan (SARJ-98). Tokyo, Japan, 4–6 Nov. 1998. P. 79–86.
33. **Bernaz L.** Thermal hydraulic phenomena in corium pools: numerical simulation with TOLBIAC and Experimental Validation with BALI // Proc. of In-Vessel Core Debris Retention and Coolability Workshop. Garching, Germany, 3–6 March 1998. P. 185–193.
34. **Kymäläinen O., Hongisto O., Pessa E.** COPO experiments on heat transfer from a volumetrically heated pool. DLV1-G380-0377, Imatran Voima Oy Process Laboratory, 1993.
35. **Halle M, Kymäläinen O., Tuomisto H.** Experimental COPO II data on natural convection in homogeneous and stratified pools // Proc. of the NURETH 9. San-Francisco, California, 3–8 Oct. 1999.
36. **Buck M.** The LIVE program – Results of test L1 and joint analyses on transient molten pool thermal hydraulics // Prog. Nucl. Energy. 2010. V. 52. P. 46–60.
37. **The COPRA** experiments on the in-vessel melt pool behavior in the RPV lower head / Y.P. Zhang, L.T. Zhang, Y.K. Zhou, W.X. Tian, S.Z. Qiu, G.H. Su, B. Zhao, Y.D. Yuan, R.B. Ma // Ann. Nucl. Energy. 2016. V. 89. P. 19–27.
38. **ANES/20XE**: Код для численного моделирования процессов гидродинамики и тепломассообмена. Описание математических моделей кода. 2015.
<http://anesch12655.tmweb.ru>

Modified Relationship for Nusselt Numbers on the Side Surface of a Flat Metal Layer of Melt Heated from Below

V. D. Loktionov^{a, b, *}

^a National Research University Moscow Energy Institute, Moscow, 111250 Russia

^b Elektrogorsk Research Center for the Safety of Nuclear Power Plants (AO ENITs), Elektrogorsk, Moscow oblast, 142530 Russia

*e-mail: LoktionovVD@mpei.ru

Abstract—An analysis was made of the developed modified Nusselt number ratio Nu for estimating thermal loads on the surfaces of a flat horizontal layer of metal melt (liquid-metal coolants, metal melt layers formed inside nuclear power plant (NPP) containers during a severe accident, etc.), heated along its lower surface and having an uneven radial temperature distribution. The need for such an analysis is explained by the fact that the use of known relations for the Nusselt numbers Nu for a liquid/melt layer with an uneven longitudinal temperature distribution leads to significant errors in determining the heat transfer conditions at the boundary surfaces of the layer, which is critical, for example, when implementing the concept of retaining molten materials inside the nuclear power plant in case of a severe accident (SA). In the proposed relation for the Nu number on the lateral surface of the melt layer, both traditional (Rayleigh number) and additional parameters are used, taking into account the temperature conditions on its boundary surfaces (including the lateral one) as well as the dimensions of the layer. To find the unknown coefficients in the modified ratio, the results of several series of numerical experiments were used by the domestic ANES CFD code. Using the ratio obtained for the Nu number, a parametric analysis of the heat-transfer conditions on the side surface of the metal layer of the melt formed during an SA was carried out. According to the results of the analysis, the proposed ratio gives good accuracy in calculations (on average, the error did not exceed 7%) and the predictive efficiency of the developed modified ratio for Nu numbers in the range of Rayleigh numbers from 10^6 to 10^{12} . Such a relation for the Nu numbers on the side surface of the melt layer can be used in assessing the thermal loads on the nuclear power plant container during an SA and in other problems where there is a radial nonuniformity of the temperature distribution in a flat liquid/melt layer heated from below.

Keywords: Nusselt number, corium melt layer, CFD simulation, reactor, severe accident, thermal load