

УДК 621.039.534...23

DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2026.3.07>

Оригинальная статья / Original paper

Разработка и валидация поправки на необогреваемую поверхность для корреляций по определению критического теплового потока в ТВС реакторов типа ВВЭР

Д.Е. Овсянников, Е.А. Вертиков, Д.А. Олексюк, А.Г. Зубков

НИЦ «Курчатовский институт»,

123182 Россия, г. Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Реферат. Представлены результаты исследования влияния необогреваемых поверхностей, присутствующих в тепловыделяющей сборке (ТВС) реактора с водой под давлением, на критический тепловой поток (КТП). Описан физический процесс, приводящий к неравномерному распределению локальных параметров теплоносителя в подканале с необогреваемой поверхностью. На основе физической модели разделения подканала на «горячую» и «холодную» области разработан поправочный множитель для корреляций по определению КТП в ТВС ВВЭР. Для расчетного анализа отобраны шесть экспериментальных моделей ТВС, три из которых содержат имитатор направляющего канала (НК) на месте центрального стержня. С помощью субканальной программы SC-INT, в которую внедрен поправочный множитель, выполнен расчет 454 экспериментальных режимов с фиксацией КТП, 310 из которых получены на теплофизическом стенде КС НИЦ «Курчатовский институт». Даны количественные оценки снижения КТП в подканале с необогреваемой поверхностью, продемонстрирована зависимость поправочного множителя от локальных параметров теплоносителя.

Ключевые слова: кризис теплоотдачи, критический тепловой поток, необогреваемая поверхность, направляющий канал, субканальный метод, экспериментальные модели ТВС, поправка на необогреваемую поверхность, DNBR, ВВЭР.

Для цитирования: Овсянников Д.Е., Вертиков Е.А., Олексюк Д.А., Зубков А.Г. Разработка и валидация поправки на необогреваемую поверхность для корреляций по определению критического теплового потока в ТВС реакторов типа ВВЭР. *Известия вузов. Ядерная энергетика*. 2026;3:95–110. DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2026.3.07>

Введение

Обеспечение теплотехнической надежности (ТТН) активной зоны водоохлаждаемого ядерного реактора является ключевым фактором, определяющим безопасность эксплуатации реакторной установки (РУ) в режимах как нормальной эксплуатации,

© Овсянников Д.Е., Вертиков Е.А., Олексюк Д.А., Зубков А.Г., 2026

так и нарушения нормальной эксплуатации, включая проектные аварии. Величина ТТН может быть формально выражена как вероятность того, что активная зона не выйдет из строя по теплотехнической причине [1]. Наиболее серьезным отказом активной зоны по теплотехнической причине может стать разрушение оболочки твэла, что повлечет за собой выход радиоактивных продуктов деления в теплоноситель. Численными критериями при анализе безопасности являются проектные пределы, которые для оболочек твэлов водоохлаждаемых реакторов приведены в [2]. Для температуры оболочек твэлов реакторов типа ВВЭР в [2] указывается максимальный проектный предел в 1200°C. Наиболее опасным явлением, результатом которого могут стать достижение указанной температуры и последующее разрушение либо значительная деградация свойств оболочки твэла, является кризис теплоотдачи.

Таким образом, одним из ключевых критериев, который должен быть подтвержден при проведении анализа и обоснования ТТН, является запас до кризиса, или DNBR (departure from nucleate boiling ratio). В общем случае, запас до кризиса есть отношение критического теплового потока в данной точке к величине фактического теплового потока с поверхности твэла.

В современной практике обоснования ТТН для определения критического теплового потока (КТП) используются эмпирические корреляции, внедренные в состав субканальной (поячейковой) программы теплогидравлического анализа. В субканальной программе пространство теплоносителя между твэлами в ТВС разделяется на систему параллельных взаимодействующих между собой подканалов (ячеек), которые затем аксиальными слоями разделяются на элементарные объемы. Таким образом, субканальные программы позволяют учитывать неравномерность параметров теплоносителя в пределах поперечного сечения ТВС.

Критический тепловой поток для условий реакторов с водой под давлением зависит от локальных параметров теплоносителя: давления p , массовой скорости G и относительной энтальпии x , определяющейся как

$$x = \frac{h - h'}{h'' - h'}, \quad (1)$$

где h – энтальпия теплоносителя; h' – энтальпия воды на линии насыщения; h'' – энтальпия пара на линии насыщения.

Существует немало специфических факторов, которые оказывают влияние на локальные параметры теплоносителя, одним из которых является необогреваемая поверхность в потоке жидкости [3]. Стоит отметить, что в случае использования субканальной программы локальными считаются параметры, усредненные в пределах выделенного элементарного объема. Однако в активной зоне реактора существует неравномерность параметров не только по поперечному сечению ТВС, но и по сечению подканалов, выделяемых между твэлами (особенно в двухфазной области). В особенности сложный профиль распределения может устанавливаться для паросодержания [4], скорости [5] и температуры. Однако полноценный расчет параметров с учетом данных явлений возможен только при использовании трехмерных программ, а применительно к субканальным программам [6] сложен и трудно валидируем, в связи с чем в практике инженерных расчетов не применяется.

Таким образом, явление кризиса теплоотдачи обладает более локальным характером по сравнению с масштабом элементарного объема при субканальном моделировании [7]. Иными словами, КТП может определяться неточно в связи с тем, что локальные параметры в месте возникновения кризиса в пристенной области могут отличаться от осредненных, определенных по субканальной программе для элементарного объема.

Одним из примеров данного утверждения может служить неравномерное распределение энтальпии как в регулярных подканалах, так и в подканалах с наличием необогреваемых поверхностей, которыми в активной зоне реактора являются направляющий канал (НК) и инструментальный канал (ИК). В указанных подканалах достигается более высокая степень неравномерности относительно регулярного. В пароводяном потоке необогреваемая поверхность будет создавать «холодную» область, где энтальпия теплоносителя будет ниже, чем в среднем по сечению. В связи с этим относительная энтальпия перераспределяется, и ее максимум приходится на область, в которой располагается обогреваемая поверхность. За счет местного повышения относительной энтальпии кризис может возникнуть при мощностях ниже расчетных, что является немаловажным фактором в обосновании теплотехнической надежности ТВС. Таким образом, появляется цель разработки поправочного множителя к эмпирическим корреляциям по определению КТП, который бы учитывал неравномерное распределение энтальпии в подканале с наличием необогреваемой поверхности и мог быть использован для условий реактора типа ВВЭР.

Обзор существующих методик учета влияния необогреваемых поверхностей на КТП в пучках стержней

Прежде всего следует отметить, что в научной литературе уделено малое внимание проблеме влияния необогреваемых поверхностей на КТП. Известно, что КТП в подканалах с наличием данных поверхностей снижается, однако почти ни в одной работе не приведены конкретные количественные оценки. Также одной из особенностей данных исследований является то, что почти все они проведены для квадратной геометрии ТВС.

В отечественной практике известен лишь один поправочный множитель, который входит в состав корреляции для расчета КТП в тепловыделяющих сборках альтернативной конструкции (ТВСА) с решетками-интенсификаторами для ВВЭР-1000 [8] разработки АО «ОКБМ Африкантов». Однако в силу особенностей корреляции множитель в явном виде не представлен, и отсутствуют данные о диапазоне его численных значений. Далее приведен обзор зарубежных методик учета влияния необогреваемых поверхностей.

Поправка на необогреваемую поверхность Тонга

В работе [9] описано влияние параметров теплоносителя, геометрии канала и пучков на КТП, причем одним из рассматриваемых факторов является влияние «холодной» стенки. С опорой на предыдущие опыты [10] Тонг выдвинул гипотезу о снижении значения КТП в каналах с наличием необогреваемых с одной из сторон

стенки. Менее нагретая жидкость, омывающая необогреваемую поверхность, не может быть использована для охлаждения обогреваемой; таким образом, расход этой доли теплоносителя может рассматриваться как «бесполезный». Полученная им эмпирическая поправка для кольцевых каналов выглядит следующим образом:

$$\frac{q_{cr}^{CW}}{q_{cr}^{W-3}(d_{he})} = 1 - \frac{d_{he} - d_{hy}}{d_{he}} \cdot \left[13,76 - 1,372 \cdot \exp^{1,78x} - 4,8 \cdot \left(\frac{G}{10^3} \right)^{-0,0537} - 0,065 \cdot \left(\frac{p}{10^2} \right)^{0,14} - 12,6 \cdot d_{he}^{0,107} \right], \quad (2)$$

где q_{cr}^{CW} – КТП в канале с необогреваемой поверхностью; $q_{cr}^{W-3}(d_{he})$ – КТП, определенный по корреляции W-3 [11]; d_{he}, d_{hy} – тепловой и гидравлический диаметры канала, м.

Можно заметить, что рассматриваемая поправка не является обособленной, так как рекомендована автором для использования с эмпирической корреляцией для КТП W-3 и предполагает замену в корреляции гидравлического диаметра на тепловой. Иными словами, при расчете КТП в подканале около НК его значение корректируется за счет не только использования поправки, но и изменения диаметра, используемого в корреляции W-3. Также особенностью данной поправки является ее узкий диапазон применимости по относительной энтальпии: $x \leq 0,1$. Данное ограничение и эмпирический характер поправки не позволяют использовать ее при расчете КТП в пучках стержней в отрыве от базовой корреляции, т.е. ТВС с упаковкой твэлов, отличной от квадратной. Однако в процессе настоящего исследования был выполнен оценочный расчет шестигранных моделей ТВС с использованием поправочного множителя Тонга. В диапазоне применимости по относительной энтальпии его значения лежат в диапазоне 0,94 – 0,99.

Поправка с использованием корректировки истинного локального паросодержания

Существует методика учета перераспределения локальных параметров в подканале с наличием необогреваемых поверхностей [12], суть которой заключается в следующем. Авторы предлагают ввести понятие эффективного истинного массового паросодержания x_{eff} в подканале с необогреваемой поверхностью, которое должно быть выше среднего по подканалу истинного массового паросодержания x_r . Под истинным массовым паросодержанием понимается величина, определенная с учетом поверхностного кипения, когда ядро потока является недогретым до насыщения, однако в пристенной области уже начинается отрыв паровой фазы. Использование эффективного паросодержания для расчета КТП приведет к его уменьшению, что соответствует приведенному выше физическому описанию рассматриваемого процесса. Авторы рассматривали истинное паросодержание, а не балансную относительную энтальпию, так как использовали механистические модели возникновения кризиса теплоотдачи. Однако данная методика может быть адаптирована и для относительной энтальпии, которая подставляется в эмпирические корреляции по определению КТП.

При сравнении экспериментальных данных по КТП в семи экспериментальных пучках квадратной геометрии с наличием необогреваемой поверхности [13] исследователями была выдвинута простая корреляция, учитывающая профиль паросодержания в подканале с необогреваемой стенкой:

$$x_{eff} = x_r \left(P_{hy} / P_{he} \right)^{0,7(1-x_r)}, \quad (3)$$

где P_{hy} , P_{he} – смоченный и обогреваемый периметры, м.

На предварительном этапе оценки возможности применения данной методики было определено, что снижение КТП происходит достаточно резко, и для всей области паросодержания, относительной энтальпии, характерной для возникновения кризиса пузырькового кипения, является необоснованно сильным. Данная методика корректирует непосредственно паросодержание для учета его увеличения в пристенной области в соответствии с физическими представлениями. Однако ее вид и значение эмпирического коэффициента определены авторами оригинальной работы эмпирически на основании ограниченного набора экспериментальных данных для ТВС с квадратной упаковкой.

Поправка на необогреваемую поверхность из работы [14]

В работе по исследованию КТП группа специалистов провела эксперимент во фреоновом контуре с использованием двух пучков с квадратной упаковкой имитаторов твэлов с наличием четырех имитаторов НК и без них. Было предложено учитывать влияние необогреваемой стенки на КТП с помощью физической модели, основанной на предположении о разделении подканала на «горячую» и «холодную» области. В ходе исследования был сделан вывод о том, что влияние необогреваемых стенок на КТП может быть в первую очередь обусловлено степенью теплового перемешивания между указанными областями, выделяемыми внутри подканала с НК. В результате расчетов, проведенных авторами статьи [14], было обнаружено, что поправочный коэффициент на необогреваемую стенку имеет тенденцию к увеличению с повышением относительной энтальпии в месте возникновения кризиса и уменьшением массовой скорости и давления. Аналогичные тенденции наблюдались в работе Тонга [9].

Разработка и адаптация методики влияния необогреваемой поверхности на КТП в условиях ТВС реакторов типа ВВЭР

За основу разрабатываемой методики учета влияния на КТП необогреваемой стенки в ТВС ВВЭР взята работа [14]. При построении физической модели процесса распределения энтальпии в подканале с необогреваемой поверхностью используются следующие положения:

- подканал с необогреваемой стенкой можно произвольно разделить на «горячую» и «холодную» области (схема данного разбиения показана на рис. 1а);
- КТП в данном подканале определяется локальными теплогидравлическими параметрами вблизи обогреваемой стенки (в горячей области).

Согласно первому положению, поток теплоносителя в подканале разделен на две области: «горячую» (H) и «холодную» (C). Тогда имеется следующая взаимосвязь площади проходного сечения «горячей» области A_H , «холодной» области A_C и подканала A :

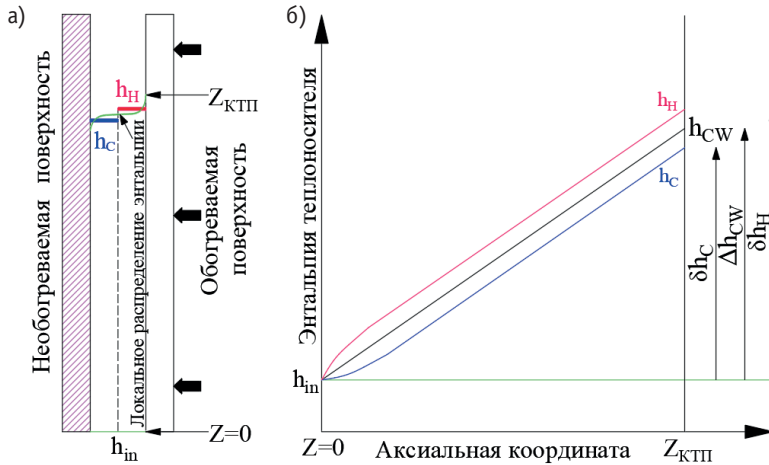


Рис. 1. Принципиальная схема распределения энthalпии в потоке в подканале с необогреваемой поверхностью: а) схема распределения энthalпии в подканале с необогреваемой стенкой, б) графическое представление энthalпии теплоносителя в выделяемых областях в подканале с необогреваемой поверхностью. h_H – энthalпия в горячей области, кДж/кг; h_C – энthalпия в холодной области, кДж/кг; Z – аксиальная координата, м; δh_C и δh_H – приращение энthalпии соответственно в «холодной» и «горячей» частях подканала от входа до рассматриваемой аксиальной координаты; h_{CW} – усредненная энthalпия теплоносителя в подканале с необогреваемой поверхностью, кДж/кг; Δh_{CW} – приращение усредненной энthalпии в подканале с необогреваемой поверхностью, кДж/кг

$$\frac{A_H}{A} = \eta, \quad \frac{A_C}{A} = 1 - \eta, \quad \eta \equiv \frac{d_{hy}}{d_{he}}. \quad (4)$$

Основная идея данной физической модели заключается в том, что снижение КТП относительно регулярного подканала происходит из-за разности энthalпий между «горячей» и «холодной» областями, которая зависит от степени турбулентного перемешивания ε между ними:

$$\varepsilon \equiv \frac{\delta h_C}{\delta h_H}. \quad (5)$$

В двух крайних случаях («без перемешивания» и «при идеальном перемешивании») ε принимает значение соответственно 0 и 1. Функциональная форма данного параметра может быть получена из уравнений баланса энергии для выделяемых областей подканала.

Запишем систему дифференциальных уравнений приращения энthalпий в каждой области подканала с наличием необогреваемой стенки:

$$\begin{cases} G \cdot A_C \cdot \frac{\partial h_C}{\partial Z} = w^T \cdot (h_H(z) - h_C(z)) \\ G \cdot A_H \cdot \frac{\partial h_H}{\partial Z} = -w^T \cdot (h_H(z) - h_C(z)) + Q, \end{cases} \quad (6)$$

где w^T – поперечный турбулентный переток на единицу длины, кг/(м·с); Q – подводимая извне тепловая мощность на единицу длины, кДж/(м·с).

Величина поперечного турбулентного перетока принимается постоянной и не зависит от аксиальной координаты. Решение данной системы даст в явном виде выражения для изменения энтальпии в соответствующих областях и, как следствие, для параметра ε .

В подканале с необогреваемой стенкой, как показано на рис. 1б, усредненное по поперечному сечению приращение энтальпии может быть представлено в следующем виде:

$$\Delta h_{cw} = \frac{A_H}{A} \cdot \delta h_H + \frac{A_c}{A} \cdot \delta h_c. \quad (7)$$

Подстановка уравнений (4) и (5) в уравнение (7) с учетом теплового баланса в подканале с необогреваемой стенкой при произвольном профиле аксиального тепловыделения даст следующее выражение для приращения энтальпии в горячей области:

$$\delta h_H = \Delta h_{cw} \cdot [\eta + (1 - \eta) \cdot \varepsilon]^{-1}. \quad (8)$$

При одинаковой энтальпии h_{cw} , усредненной по поперечному сечению, КТП в подканале с необогреваемой стенкой может быть меньше, чем в регулярном подканале, поскольку $\delta h_H \geq \Delta h_{cw}$. Уменьшение КТП в рассматриваемом подканале $q_{cw}^{cr}(h_{cw})$ по сравнению с КТП при тех же параметрах в регулярном подканале $q_R^{cr}(h_{cw})$ можно представить в виде

$$q_{cw}^{cr}(h_{cw}) = q_R^{cr}(h_{cw}) + k \cdot \frac{\partial q_R^{cr}(h)}{\partial h} \cdot (h_H - h_{cw}), \quad (9)$$

где k – эмпирический коэффициент.

После некоторых математических преобразований можно получить итоговое выражение для поправочного коэффициента:

$$F_{cw} = 1 + k \cdot \frac{\partial q_R^{cr}(h)}{\partial h} \cdot \left(\frac{(1 - \eta) \cdot (1 - \varepsilon)}{\eta + (1 - \eta) \cdot \varepsilon} \right) \cdot \frac{\Delta h_{cw}}{q_R^{cr}}, \quad (10)$$

где F_{cw} – поправочный коэффициент на необогреваемую поверхность, отн. ед.

Стоит отметить, что ключевая особенность данной поправки заключается в наличии в ней лишь одного эмпирического коэффициента; при этом благодаря выводу, основанному на физической модели процесса формирования профиля энтальпии и вызванного этим снижения КТП в подканале с наличием необогреваемых поверхностей, итоговый вид поправки зависит от локальных параметров теплоносителя: энтальпии, массовой скорости и давления.

Как было упомянуто выше, перемешивание между «холодной» и «горячей» областями подканала с необогреваемой поверхностью зависит от поперечного турбулентного перетока. В рамках субканального метода турбулентное перемешивание рассматри-

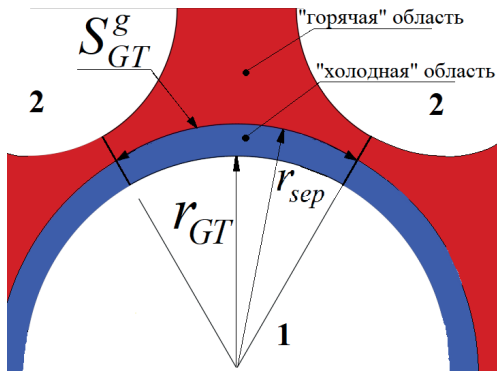


Рис. 2. Схема выделения границы раздела между «горячей» и «холодной» областями подканала: 1 – направляющий канал; 2 – твэл

вадается между подканалами, и в качестве характерного геометрического размера является межстержневой зазор. Однако поперечный турбулентный переток внутри подканала будет зависеть от «границы раздела» областей и, соответственно, отличаться от межканального перетока. Интенсивность турбулентного взаимодействия для зон, выделяемых внутри подканала, отличается от межканальной в меньшую сторону. Схематично данная методика представлена на рис. 2. Для нахождения поперечного турбулентного перетока внутри подканала была

введена длина границы раздела «холодной» и «горячей» областей S_{GT}^g :

$$S_{GT}^g = \frac{1}{6} (2\pi r_{sep}), \quad (11)$$

где r_{sep} – радиус сектора границы, м (см. рис. 2):

$$r_{sep} = \sqrt{\frac{6A_c}{\pi} + r_{GT}^2}, \quad (12)$$

где r_{GT} – радиус НК/ИК, м.

Предложенная методика учета снижения КТП в подканалах с необогреваемой поверхностью содержит эмпирический коэффициент k , ввод которого обусловлен необходимостью настройки для геометрии ТВС. Определение коэффициента происходит через сопоставление расчетных и экспериментальных значений. Таким образом, для корректной настройки поправки нужно иметь экспериментально определенный КТП.

Описание экспериментальных моделей для исследования влияния необогреваемых поверхностей на КТП

Методика исследования влияния необогреваемой поверхности заключается в сравнении экспериментального и расчетного КТП в моделях ТВС, имеющих одинаковые геометрические характеристики за исключением наличия имитатора НК в одной из них. Важно подчеркнуть, что анализ проводился не по методике сравнения КТП, зафиксированного в экспериментах, а по расчетной ошибке его определения отдельно для каждой модели (см. раздел «Расчет КТП в экспериментальных моделях»). При сравнении экспериментальных данных между пучками без (с наличием) НК было замечено, что в подавляющем большинстве точек кризис наступал при разных локальных параметрах, в особенности, массовой скорости. Так как проходное сечение около НК

является затесненным, массовая скорость через него всегда ниже, чем в регулярном подканале, а локальная относительная энтальпия при одинаковом тепловом потоке выше, что и снижает КТП. Этот фактор делает экспериментальное сравнение КТП в паре моделей затруднительным, так как практически невозможно будет достоверно отследить влияние необогреваемой поверхности. Одним из вариантов именно экспериментального исследования является сравнение по средней относительной энтальпии на выходе из моделей, однако это противоречит представлению о кризисе как о локальном явлении.

В рамках данной работы были выбраны три пары экспериментальных моделей с удовлетворяющими характеристиками для расчетного исследования влияния необогреваемых поверхностей на КТП. Одной из этих пар являются 19- и 18-стержневые пучки, эксперименты на которых были проведены в НИЦ «Курчатовский институт» на теплофизическом стенде КС в рамках задачи расширения валидационной базы данных по теплообмену и КТП.

Описание экспериментальных моделей ТВС для исследования влияния необогреваемых поверхностей на КТП

Экспериментальная модель с пучком KS-01 представляла собой 19-стержневой фрагмент тепловыделяющей сборки ТВС-2006. Экспериментальная модель с пучком KS-02 представляла собой 18-стержневой фрагмент тепловыделяющей сборки ТВС-2006, включающий в себя имитатор направляющего канала для кластера поглощающих стержней системы управления и защиты реактора. Эксперименты на моделях ТВСА-13 и ТВСА-19 были проведены на стенде Л-186 в АО «ОКБМ Африкантов» [8]. Эксперименты на моделях MB19-У и MB18-У были проведены на стенде СВД-2 в ГНЦ «РФ – ФЭИ» [8]. Основные геометрические характеристики всех вышеперечисленных моделей приведены в табл. 1.

Таблица 1

Геометрические характеристики экспериментальных моделей

Параметр	KS-01	KS-02	TBCA-13	TBCA-19	MB19-Y	MB18-Y
Размер «под ключ» шестигранного канала, мм	58,2		57,6		57,3	
Обогреваемая длина, мм	1865		3000		2000	
Количество имитаторов твэлов, шт.	19	18	19	18	19	18
Внешний диаметр имитаторов твэлов, мм	9,1					
Внешний диаметр имитаторов НК, мм	–	12,9	–	12,6	–	13,0
Шаг расположения имитаторов, мм	12,75					
Козффициент радиального энерговыделе- ния	1,220	1,225	1,000		1,150	
Козффициент аксиального энерговыделе- ния	1,000					
Шаг расположения ДР, мм	340		255		340	
Количество дистанционирующих решеток на зоне тепловыделения, шт.	6		12		6	

Расчет КТП в экспериментальных моделях

Расчет проводился с помощью субканальной программы SC-INT [15], которая аттестована в Ростехнадзоре РФ. Перечень замыкающих соотношений, используемых в программе SC-INT, представлен в [16]. Для расчета поперечного турбулентного перетока между подканалами, одного из основных параметров, оказывающих влияние на локальные параметры потока, использовалась корреляция

$$w^T = \beta \cdot \left(\frac{S^g}{L} \right) \cdot Gd_{hy} \cdot Re^{-0,1}, \quad (13)$$

где β – эмпирический коэффициент; S^g – ширина межстержневого зазора, м; Re – число Рейнольдса, отн. ед; L – межцентровое расстояние, м. Усреднение параметров происходит по двум соседним элементарным объемам, между которыми вычисляется w^T .

Коэффициент β может быть рассчитан по одной из эмпирических корреляций или получен из сопоставления расчета с экспериментом по распределению температур в поперечном сечении моделей ТВС. Для расчета КТП в экспериментальных моделях было использовано значение коэффициента $\beta = 0,0142$. Для расчета перемешивания между областями внутри подканала, примыкающего к НК, была использована корреляция $w^T = TDC \cdot S_{GT}^g \cdot G$ с использованием коэффициента $TDC = 0,002$, показывающего соответствие работе [14], и локальной массовой скорости для данного подканала. Для каждой пары экспериментальных моделей были отобраны режимы с идентичными или очень близкими по величине режимными параметрами теплоносителя, а именно, температуры теплоносителя на входе, давления на выходе, массовой скорости теплоносителя и теплового потока с поверхности имитаторов твэлов.

Критический тепловой поток определялся с помощью корреляции ОКБ «ГИДРОПРЕСС» (корреляция Безрукова Ю.А.) [17]. В случае наличия необогреваемой поверхности КТП дополнительно умножался на значение разработанной поправки. В таблице 2 представлены результаты расчета описанных выше моделей ТВС. Отклонение расчетного КТП от экспериментального для единичного режима δ рассчитывается следующим образом:

$$\delta = \frac{q_{cr}^{exp} - q_{cr}^{calc}}{q_{cr}^{exp}}, \quad (14)$$

где q_{cr}^{exp} , q_{cr}^{calc} – экспериментальный и расчетный КТП, МВт/м².

Коэффициент $k = 0,15$ определен исходя из наилучшего совпадения расчетных результатов с экспериментальными данными.

Из таблицы можно видеть следующее: корреляция ОКБ «ГИДРОПРЕСС» показывает достаточно близкое значение расчетного КТП относительно экспериментального на моделях с регулярной решеткой твэлов, тогда как для моделей с НК есть небольшое завышение расчетной величины. Отсюда следует вывод, что при прочих равных условиях (геометрия экспериментального канала и пучка стержней, режимные параметры теплоносителя) корреляция не описывает с тем же среднеарифметическим отклонением экспериментальные данные, полученные на моделях с имитатором НК, в связи с отсутствием учета профиля локальных параметров в подканале с наличием

Таблица 2

Сравнительные результаты определения КТП в моделях ТВС с (без) НК

Вариант расчета	Вид погрешности расчета, %	ТВСА-13	ТВСА-19	МВ19-У	МВ18-У	КС-01	КС-02
Без поправки F_{CW}	Δ	1,3	-2,3	0,7	-3,7	-0,4	-3,8
	σ	4,4	4,4	7,3	10,7	8,4	9,1
С поправкой F_{CW}	Δ	1,3	0,6	0,7	-0,5	-0,4	-0,1
	σ	4,4	4,6	7,3	10,5	8,4	8,9
Количество точек		33	33	39	39	155	155

необогреваемых поверхностей. Введение поправки на необогреваемую поверхность уменьшает различие в ошибке при описании КТП в моделях с имитатором НК. Для моделей ТВСА абсолютная разница в ошибке между моделью без НК и с НК уменьшилась с 3,7 до 0,7%, для моделей МВ18/19-У с 4,4 до 1,2%, а для пары моделей КС-01/02 с 3,4 до 0,3%. При этом средняя величина поправки для моделей ТВСА-19 и МВ18-У оказалось равной 0,97, а для КС-02 – равной 0,96.

На рисунке 3б продемонстрирована зависимость разработанной поправки от разности относительных энтальпий в «горячей» области подканала и усредненной по подканалу, примыкающему к НК. Зависимость явно демонстрирует тренд на уменьшение поправки от значения разности. В используемой методике ключевой особенностью влияния необогреваемой поверхности на снижение КТП является разница между подогревом теплоносителя в «горячей» области подканала и средним подогревом по подканалу, что является непосредственным следствием установления неравномерного профиля энтальпии в подканале с НК.

На рисунке 3а видно, что с ростом x_{CW} значение разработанной поправки в целом становится ближе к единице, что объясняется следующим фактом: если внимательно изучить выражение для поправочного множителя (10), то можно заметить, что оно

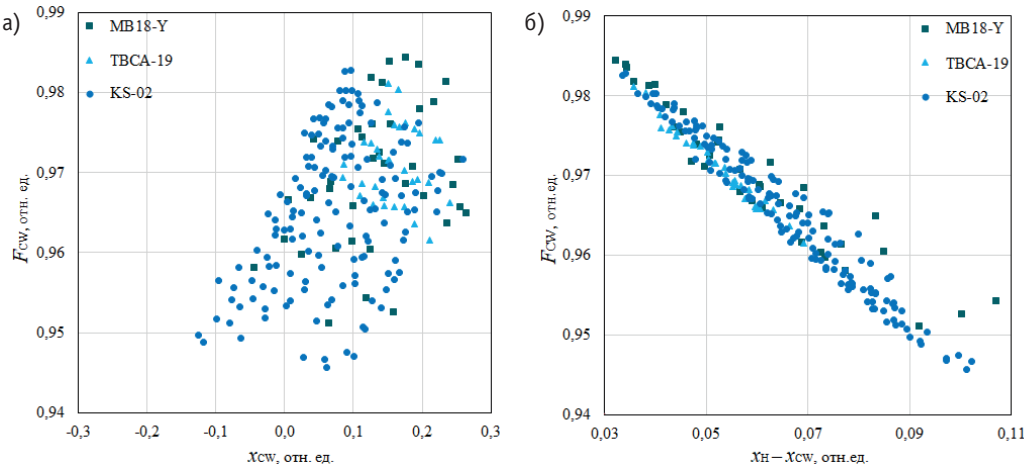


Рис. 3. Зависимость значения поправки (10) на необогреваемую поверхность для КТП от: (а) относительной энтальпии, усредненной по подканалу с необогреваемой поверхностью, x_{CW} ; (б) разности между относительной энтальпией в «горячей» области x_H и x_{CW}

содержит производную функции определения КТП по энтальпии теплоносителя. При этом чувствительность функции КТП к относительной энтальпии понижается при ее увеличении. Поэтому с ростом энтальпии, определенной в среднем по сечению подканала с необогреваемой стенкой, становится ближе к единице и значение поправочного множителя. Данное обстоятельство приводит к тому, что при высоких паросодержаниях влияние НК начинает исчезать. Несмотря на широкий диапазон относительной энтальпии в месте кризиса в экспериментах поправочный множитель, разработанный в рамках данного исследования, варьируется в узком диапазоне: 0,95 – 0,99.

Заключение

В рамках выполненного исследования был введен поправочный множитель для корреляции по определению КТП в ТВС реакторов типа ВВЭР, который на основании физических представлений о механизме влияния необогреваемых поверхностей на КТП учитывает сложный профиль энтальпии (паросодержания) в сечении подканалов с наличием таких поверхностей.

Проведен обзор существующих в научной литературе и инженерной практике методик учета влияния необогреваемых поверхностей на КТП в пучках стержней. Для разработки поправочного множителя предложено использовать физическую модель, основанную на предположении существования в подканалах ТВС с необогреваемой поверхностью «горячей» и «холодной» областей. Величина поправочного множителя определяется геометрическими параметрами и значением эффективности турбулентного переноса в подканале с необогреваемой поверхностью, а также локальными параметрами теплоносителя в нем.

Отобраны экспериментальные модели ТВС реакторов ВВЭР, на которых осуществлены валидация методики и определение значения эмпирического коэффициента в поправочном множителе. Модели представляли собой 19- и 18-стержневые фрагменты ТВС реактора типа ВВЭР, три из них содержали имитатор НК на месте центрального стержня. Описаны геометрические характеристики моделей, режимные параметры проведенных экспериментов. Две из шести моделей ТВС исследовались на экспериментальном стенде КС в НИЦ «Курчатовский институт». В итоговый расчетный анализ экспериментальных данных вошли 454 точки, полученные в следующем диапазоне параметров: $p = 9,98 - 17,14$ Мпа; $G = 1001 - 4444$ кг/(м²·с); $x = -0,13 - +0,26$.

Результаты расчета по субканальной программе SC-INT показали, что корреляция ОКБ «ГИДРОПРЕСС» (корреляция Безрукова Ю.А.) с удовлетворительной точностью описывает экспериментальные данные, полученные на моделях без имитатора НК. В моделях с его наличием наблюдается завышение расчетной величины относительно экспериментальной. Внедренный в программу и использованный для расчета поправочный множитель корректирует расчетный КТП с учетом физического процесса повышения энтальпии в «горячей» области подканала с НК, приближая это значение к экспериментальному.

Приведены конкретные количественные значения поправочного множителя для каждой из моделей. Продемонстрировано, что основным фактором, влияющим на снижение КТП в подканале с необогреваемой поверхностью, является разница

в подогреве теплоносителя между выделяемыми в нем областями, что говорит о корректности разделения подканала на области с различным подогревом.

Литература

1. Клемин А.И., Полянин Л.Н., Стригулин М.М. Теплогидравлический расчет и теплотехническая надежность ядерных реакторов. М.: Атомиздат, 1980, 261 с.
2. Правила ядерной безопасности реакторных установок атомных станций: НП-082-07, утв. постановлением Ростехнадзора РФ от 10.12.2007. М., 2008.
3. Li T., Yang B.-wen, Lyu H. Cold wall effects of control rod guide tubes and experimental flow channel walls. *Nuclear Engineering and Design*. 2020;356:110325. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2019.110325>
4. Schraub F.A., Simpson R.L., Janssen E. Two-Phase Flow and Heat Transfer in Multirod Geometries: Air-Water Flow Structure Data for a Round Tube, Concentric and Eccentric Annulus, and Nine-Rod Bundle. Schenectady, NY, General Electric Company, 1969, GEAP-5739.
5. Chieng C.C., Lin C. Velocity distribution in the peripheral subchannels of the CANDU-type 19-rod bundle. *Nuclear Engineering and Design*. 1979;55(3):389–394. DOI: [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(79\)90117-1](https://doi.org/10.1016/0029-5493(79)90117-1)
6. Корниенко Ю.Н. Параметры распределений и формфакторы в квазиодномерном моделировании двухфазных неравновесных потоков. *Теплоэнергетика*. 2004;7:53–63. URL: https://www.elibrary.ru/download/elibrary_27533237_92173287.pdf (дата обращения 05.05.2026).
7. Lee C.H., Mudawwar I.A. A Mechanistic Critical Heat Flux Model for Subcooled Flow Boiling Based on Local Bulk Flow Conditions. *International Journal of Multiphase Flow*. 1988;14(6):711–725. DOI: [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(88\)90070-5](https://doi.org/10.1016/0301-9322(88)90070-5)
8. Дмитриев С.М., Лукьянов В.Е., Самойлов О.Б. Обоснование корреляции для расчета критического теплового потока в тепловыделяющих сборках альтернативной конструкции с перемешивающими решетками-интенсификаторами для ВВЭР-1000. *Известия вузов. Ядерная энергетика*. 2012;1:99–108. URL: <https://static.nuclear-power-engineering.ru/articles/2012/01/12.pdf> (дата обращения 31.07.2026).
9. Tong L.S. Boiling heat transfer and two-phase flow (1st ed.). Routledge, 2017, 572 p. DOI: <https://doi.org/10.1201/9781315138510>
10. Tong L.S. An evaluation of the departure from nucleate boiling in bundles of reactor fuel rods. *Nuclear Science and Engineering*. 1968;33(1):7–15. DOI: <https://doi.org/10.13182/NSE68-A20912>
11. Tong L.S. Prediction of departure from nucleate boiling for an axially non-uniform heat flux distribution. *Journal of Nuclear Energy*. 1967;21(3):241–248. DOI: [https://doi.org/10.1016/s0022-3107\(67\)90054-8](https://doi.org/10.1016/s0022-3107(67)90054-8)
12. Wen-Shan Lin, Bau-Shei Pei, Chien-Hsiung Lee. Bundle Critical Power Predictions under Normal and Abnormal Conditions in Pressurized Water Reactors. *Nuclear Technology*. 1992;98(3):354–365. DOI: <https://doi.org/10.13182/NT92-A34665>
13. Fighetti C.F., Reddy D.G. Parametric Study of CHF Data. Vol. 3: Critical Heat Flux Data. Palo Alto, CA, Electric Power Research Institute. 1983, EPRI NP-2609.
14. Dae-Hyun Hwang, Se-Young Chun, Keung-Koo Kim, Chung-Chan Lee. Mass velocity and cold-wall effects on critical heat flux in an advanced light water reactor. *Nuclear Engineering and Design*. 2007;237:369–376. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2006.04.034>
15. Вертиков Е.А., Запоржин К.В., Олексюк Д.А., Хамаза В.А., Худыкин А.М., Глазов М.А., Морозкин О.Н. Модернизация субканальной теплогидравлической программы SC-INT. *Известия вузов. Ядерная энергетика*. 2025;4:29–43. DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2025.4.03>

16. Вертиков Е. А., Олексюк Д. А., Зубков А. Г., Малютин М.А. К вопросу о валидации поящечковых кодов для расчета активных зон реакторов типа ВВЭР. *Вопросы атомной науки и техники. Серия: ядерно-реакторные константы*. 2025;1:232–244. EDN: MSMICP.

17. Безруков Ю.А., Астахов В.И., Салий Л.А., Лотвинов С.А., Брантов В.Г., Тестов И.Н., Стекольников В.В. Исследование критических тепловых потоков в пучках стержней применительно к реакторам типа ВВЭР. Сборник докладов теплофизического семинара стран СЭВТФ-74. М., 1974, с. 57–66. URL: <https://inis.iaea.org/records/20n1h-rny46/files/9386674.pdf?download=1> (дата обращения 05.05.2026).

Поступила в редакцию 04.05.2026

После доработки 31.08.2026

Принята к опубликованию 10.09.2026

Авторы

Овсянников Даниил Евгеньевич, инженер,

E-mail: Ovsyannikov_DE@nrcki.ru

Вертиков Евгений Андреевич, научный сотрудник,

E-mail: Vertikov@nrcki.ru

Олексюк Дмитрий Анатольевич, начальник отдела, к.т.н.,

E-mail: Oleksyuk_DA@nrcki.ru

Зубков Антон Глебович, старший научный сотрудник,

E-mail: Zubkov_AG@nrcki.ru

UDC 621.039.534...23

Development and Validation of Cold-Wall Correction for Correlations to Determine Critical Heat Flow in Fuel Assemblies of VVER Type Reactors

Ovsyannikov D.E., Vertikov E.A., Oleksyuk D.A., Zubkov A.G.

NRC "Kurchatov Institute",

1 Acad. Kurchatov Sq., 123182 Moscow, Russia

Abstract

The article presents the results of a study of the effect of cold-wall located in the fuel assembly of a pressurized water reactor on the critical heat flux. A physical process is described that leads to an uneven distribution of local coolant parameters in a subchannel with cold-wall. Based on the physical model of dividing a subchannel into "hot" and "cold" regions, a correction factor for correlations for the definition of critical heat flux has been developed. Six experimental fuel assembly models were selected for calculational analysis, three of which contained a guide tube simulator (GT) in place of the central rod. Using a program for subchannel calculating SC-INT, in which a correction factor was introduced into the code, 454 experimental modes were calculated with critical heat flux fixation, 310 of which were obtained at the thermophysical stand KS of the NRC "Kurchatov Institute". The correction factor is validated for fuel assemblies with triangular packing of rods. Quantitative estimates of the decrease of critical heat flux in a subchannel with cold-wall are given, and the dependence of the correction factor on the local parameters of the coolant is demonstrated.

Keywords: departure from nucleate boiling, critical heat flux, cold-wall, guide tube, subchannel analysis, experimental fuel assembly models, cold-wall correction factor, DNBR, VVER.

For citation: Ovsyannikov D.E., Vertikov E.A., Oleksyuk D.A., Zubkov A.G. Development and Validation of Cold-Wall Correction for Correlations to Determine Critical Heat Flow in Fuel Assemblies of VVER Type Reactors. *Izvestiya vuzov. Yadernaya Energetika*. 2026;3:95–110. DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2026.3.07> (in Russian).

References

1. Klemm A.I., Polyanin L.N., Strigulin M.M. Thermohydraulic calculation and thermal reliability of nuclear reactors. Moscow, Atomizdat, 1980, 261 p.
2. Rules of nuclear safety of reactor installations of nuclear power plants: NP-082-07: approved by resolution of Rostekhnadzor of the Russian Federation dated 10.12.2007. Moscow, 2008.
3. Li T., Yang B.-wen, Lyu H. Cold wall effects of control rod guide tubes and experimental flow channel walls. *Nuclear Engineering and Design*. 2020;356:110325. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2019.110325>
4. Schraub F.A., Simpson R.L., Janssen E. Two-Phase Flow and Heat Transfer in Multirod Geometries: Air-Water Flow Structure Data for a Round Tube, Concentric and Eccentric Annulus, and Nine-Rod Bundle. Schenectady, NY, General Electric Company, 1969, GEAP-5739.
5. Chieng C.C., Lin C. Velocity distribution in the peripheral subchannels of the CANDU-type 19-rod bundle. *Nuclear Engineering and Design*. 1979;55(3):389–394. DOI: [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(79\)90117-1](https://doi.org/10.1016/0029-5493(79)90117-1)
6. Kornienko Yu.N. Distribution parameters and form factors in quasi-one-dimensional modeling of two-phase nonequilibrium flows. *Thermal power engineering*. 2004;7:53–63. URL: https://www.elibrary.ru/download/elibrary_27533237_92173287.pdf (accessed May 05, 2026) (in Russian).
7. Lee C.H., Mudawwar I.A. A Mechanistic Critical Heat Flux Model for Subcooled Flow Boiling Based on Local Bulk Flow Conditions. *International Journal of Multiphase Flow*. 1988;14(6):711–725. DOI: [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(88\)90070-5](https://doi.org/10.1016/0301-9322(88)90070-5)
8. Dmitriev S.M., Lukyanov V.E., Samoilov O.B. Substantiation of correlation for calculating critical heat flow in alternative design heat generating assemblies with mixing grating intensifiers for VVER-1000. *Izvestiya vuzov. Yadernaya Energetika*. 2012;1:99–108. URL: <https://static.nuclear-power-engineering.ru/articles/2012/01/12.pdf> (accessed Jul. 31, 2026) (in Russian).
9. Tong L.S. Boiling heat transfer and two-phase flow. Routledge, 2017, 572 p. DOI: <https://doi.org/10.1201/9781315138510>
10. Tong L.S. An evaluation of the departure from nucleate boiling in bundles of reactor fuel rods. *Nuclear Science and Engineering*. 1968;33(1):7–15. DOI: <https://doi.org/10.13182/NSE68-A20912>
11. Tong L.S. Prediction of departure from nucleate boiling for an axially non-uniform heat flux distribution. *Journal of Nuclear Energy*. 1967;21(3):241–248. DOI: [https://doi.org/10.1016/s0022-3107\(67\)90054-8](https://doi.org/10.1016/s0022-3107(67)90054-8)
12. Wen-Shan Lin, Bau-Shei Pei, Chien-Hsiung Lee. Bundle Critical Power Predictions under Normal and Abnormal Conditions in Pressurized Water Reactors. *Nuclear Technology*. 1992;98(3):354–365. DOI: <https://doi.org/10.13182/NT92-A34665>
13. Fighetti C.F., Reddy D.G. Parametric Study of CHF Data. Vol. 3: Critical Heat Flux Data. Palo Alto, CA, Electric Power Research Institute. 1983, EPRI NP-2609.
14. Dae-Hyun Hwang, Se-Young Chun, Keung-Koo Kim, Chung-Chan Lee. Mass velocity and cold-wall effects on critical heat flux in an advanced light water reactor. *Nuclear Engineering and Design*. 2007;237:369–376. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2006.04.034>

15. Vertikov E.A., Zporzhin K.V., Oleksyuk D.A., Khamaza V.A., Khudykin A.M., Glazov M.A., Morozkin O.N. Modernization of Subchannel Thermal-Hydraulic Code SC-INT. *Izvestiya vuzov. Yadernaya Energetika*. 2025;4:29–43. DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2025.4.03> (in Russian).

16. Vertikov E. A., Oleksyuk D. A., Zubkov A. G., Malyutin M.A. On the issue of validation of core codes for calculating active zones of VVER type reactors. *Problems of atomic science and technology. Series: Nuclear and reactor constants*. 2025;1:232–244. EDN: MSMICP (in Russian).

17. Bezrukov Yu.A., Astakhov V.I., Saliy L.A., Lotvinov S.A., Brantov V.G., Testov I.N., Stekolnikov V.V. Investigation of critical heat fluxes in rod bundles for VVER reactors. In Proceedings of the Thermal Physics Seminar of CMEA Countries TF-74. Moscow, 1974, p. 57–66. URL: <https://inis.iaea.org/records/20n1h-rny46/files/9386674.pdf?download=1> (accessed May 05, 2026) (in Russian).

Authors

Daniil E. Ovsyannikov, engineer,

E-mail: Ovsyannikov_DE@nrcki.ru

Evgeny A. Vertikov, Researcher,

E-mail: Vertikov@nrcki.ru

Dmitry A. Oleksyuk, Head of Department, Cand. Sci. (Engineering),

E-mail: Oleksyuk_DA@nrcki.ru

Anton G. Zubkov, Senior Researcher,

E-mail: Zubkov_AG@nrcki.ru