

УДК 621.039.5

DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2025.1.06>

Оригинальная статья / Original paper

## О возможности охлаждения корпуса реактора ВВЭР большой мощности воздушно-капельным спреем при запроектной аварии

Д.Г. Зарюгин<sup>1</sup>, С.Т. Лескин<sup>2</sup>, С.А. Михин<sup>2</sup>, В.В. Сергеев<sup>3</sup>, В.И. Слободчук<sup>2</sup><sup>1</sup> Госкорпорация «Росатом»,

119017, г. Москва, ул. Большая Ордынка, 24

<sup>2</sup> ИАТЭ НИЯУ МИФИ,

249039, Калужская обл., г. Обнинск, Студгородок, д.1

<sup>3</sup> АО «ГНЦ РФ – ФЭИ»,

249033, Калужская обл., г. Обнинск, пл. Бондаренко, 1

**Реферат.** Для реакторов с большой мощностью остаточных энерговыделений ВВЭР-1000, ВВЭР-1200, ВВЭР-ТОИ и др. концепция удержания расплава внутри корпуса реактора только за счет теплообмена с водой при ее кипении в большом объеме шахты реактора не обеспечивает надежное охлаждение корпуса, так как при больших тепловых потоках (с плотностью выше  $10^6$  Вт/м<sup>2</sup>) кипение переходит в пленочный режим и наступает кризис теплообмена. Сравнительный анализ различных систем охлаждения показывает, что самым надежным и эффективным способом предотвращения кризиса теплообмена является интенсификация теплообмена на охлаждаемой поверхности с применением воздушно-капельного распылительного устройства (ВКРО). В статье приводится обзор работ, посвященных газокапельному охлаждению высокотемпературных поверхностей, представлены предварительные расчеты с использованием корреляций несмачивающего режима охлаждения как представляющего наибольший интерес для ВКРО. Рассмотрены методики расчета газокапельного охлаждения в системных кодах. Показана качественная сходимость результатов расчетов с экспериментальными данными. Обозначены особенности спреинового охлаждения корпуса реактора ВВЭР большой мощности. Продемонстрирована схема возможного размещения распылительных форсунок в шахте реактора. Ввиду отсутствия единой верифицированной модели спреинового охлаждения высокотемпературных поверхностей экспериментальные исследования занимают основное место в рассматриваемой научной проблеме – проблеме охлаждения корпуса реактора ВВЭР большой мощности при запроектной аварии.

**Ключевые слова:** газокапельное охлаждение высокотемпературных поверхностей, моделирование теплообмена, системные коды, запроектная авария на АЭС большой мощности, применение воздушно-капельного охлаждения в системах безопасности АЭС.

**Для цитирования:** Зарюгин Д.Г., Лескин С.Т., Михин С.А., Сергеев В.В., Слободчук В.И. О возможности охлаждения корпуса реактора ВВЭР большой мощности воздушно-капельным спреем при запроектной аварии. *Известия вузов. Ядерная энергетика*. 2025;1:81–95. DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2025.1.06>

## Введение

В стратегии управления тяжелыми авариями для наиболее распространенных в России и мире АЭС большой мощности как с эксплуатируемыми, так и вновь проектируемыми реакторами с водой под давлением (ВВЭР) проблема наиболее эффективной организации отвода мощных потоков тепла является одной из актуальных.

Для реакторов ВВЭР-600 и ВВЭР-600С в случае запроектной аварии для удержания расплава активной зоны внутри корпуса реактора шахта реактора заливается водой, и корпус реактора охлаждается за счет пузырькового кипения в большом объеме воды с естественной циркуляцией.

Для реакторов с большей мощностью остаточных энерговыделений ВВЭР-1000, ВВЭР-1200, ВВЭР-ТОИ и др. концепция удержания расплава внутри корпуса реактора только за счет теплообмена воды при ее кипении в большом объеме шахты реактора не обеспечивает надежное охлаждение корпуса, так как при больших тепловых потоках кипение переходит в пленочный режим и наступает кризис теплообмена [1, 2].

Сравнительный анализ различных систем охлаждения показывает, что самым надежным и эффективным способом предотвращения кризиса теплообмена является интенсификация теплообмена (для тепловых потоков с плотностью выше  $10^6$  Вт/м<sup>2</sup>) на охлаждаемой поверхности с применением воздушно-капельного распылительного устройства (ВКРО), которое может быть применимо для удержания расплава активной зоны внутри корпуса реактора.

В литературе можно найти описания исследований, посвященных практическому применению спреинового охлаждения для мощных лазеров, светодиодов, микросхем и т.д. [3 – 5]. Тем не менее, в настоящее время отсутствует единая универсальная теория расчета теплообмена в воздушно-капельном режиме. Анализ явлений при кипении жидкости в пристенной пленке, формируемой при газокапельном охлаждении, показывает, что теоретическое моделирование данного процесса является крайне сложной задачей. Описание одной из первых попыток систематизировать и обобщить особенности механизмов теплообмена при струйном и спреинном охлаждении изложено в [6].

В силу большой сложности описания физических процессов при спреинном охлаждении с фазовыми переходами пока еще основным методом исследований в данном направлении остается экспериментальный метод, несмотря на развитие и массовое внедрение в инженерную практику вычислительной гидродинамики в виде современных CFD-кодов.

## Экспериментальные исследования газокапельного охлаждения

Обзор работ [3 – 9], посвященных газокапельному охлаждению высокотемпературных поверхностей, показывает следующее.

Для газокапельного охлаждения классическая обработка экспериментов в виде «кривой кипения» с наличием максимума и дальнейшим переходом в пленочный режим кипения сохраняется. В отличие от кривой кипения жидкости в большом объеме в рассматриваемых случаях газокапельного охлаждения имеет место смещение максимума как по температуре, так и по тепловому потоку в сторону их увеличения. Кроме того отмечается более плавный переход к режиму пленочного кипения (от максимального потока к минимальному).

Максимальная плотность отводимого теплового потока увеличивается с ростом недогрева воды в инжекторе (сопле), то есть поступление недогретой воды к поверхности увеличивают как предельный (критический) тепловой поток, так и минимальный. Доставка недогретой воды непосредственно к горячей поверхности достигается за счет капель, что и объясняет повышение эффективности данного способа охлаждения.

Максимальная и минимальная плотности отводимого теплового потока увеличивается с ростом плотности орошения (расхода жидкости на  $1 \text{ м}^2$  поверхности) для спрейного охлаждения.

При использовании газокапельного охлаждения по сравнению с другими способами охлаждения, например, струйным, уменьшается расход воды, что имеет важное практическое значение. В ряде экспериментальных работ отмечается, что охлаждение спреем обеспечивает те же значения теплоотдачи, что и при струйном охлаждении, но при значительно меньшем массовом расходе жидкости [7, 8].

При газокапельном охлаждении увеличивается отношение межфазной поверхности к объему жидкости. Следовательно, увеличивается фактор испарения воды в воздух и конвективная составляющая теплообмена. Капля жидкости в воздухе представляет собой внутренний сток тепла при испарении.

Таким образом, состояние пограничного слоя капель, пара и газа определяет интенсивность теплообмена, и с помощью изменения газокапельного распыла можно достичь максимальную интенсивность теплоотвода.

## Влияние плотности орошения на максимальный и минимальный тепловые потоки при спрейном охлаждении

При спрейном охлаждении помимо параметра скорости натекания вводится новый параметр – плотность орошения охлаждаемой поверхности. Плотность орошения – это объемный или массовый расход жидкости на единицу площади охлаждаемой поверхности.

На рисунке 1 представлены экспериментальные данные [9] при спрейном охлаждении для следующих параметров:

- температура воды (капель) и воздуха  $17 - 22^\circ\text{C}$  (недогрев струи диспергированной воды до насыщения  $80^\circ\text{C}$ );
- скорость натекания капель на охлаждаемую поверхность  $11 - 13 \text{ м/с}$ ;
- диапазон плотности орошения  $5 - 80 \text{ мм}^3/(\text{мм}^2 \cdot \text{с})$  или  $5 - 80 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ .

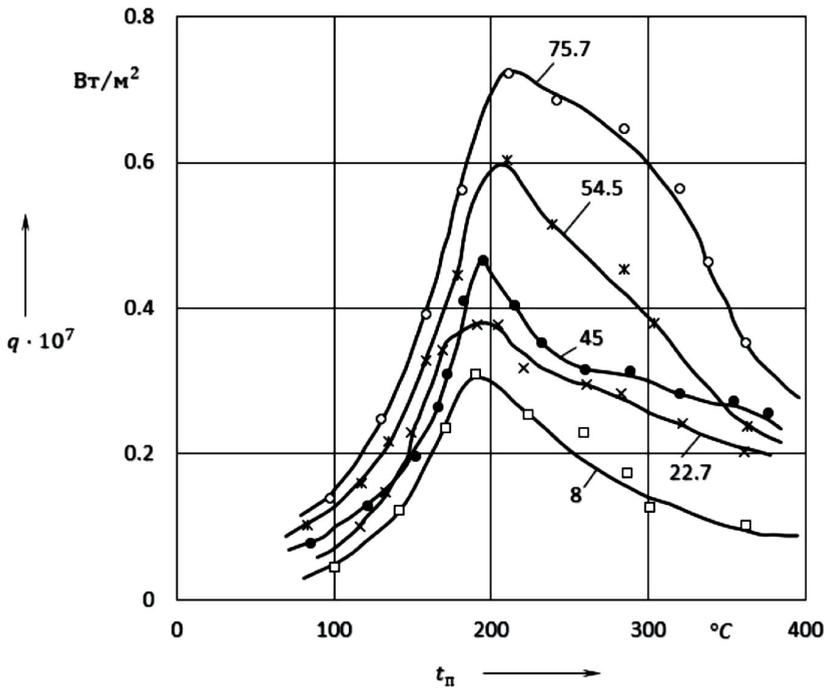


Рис. 1. Кривые кипения при спрейном охлаждении для плотностей орошения 8, 22.7, 45, 54.5, 75.7 кг/(м<sup>2</sup>·с);  $q$  – плотность теплового потока,  $t_n$  – температура поверхности

Результаты исследований представлены в форме кривых кипения. Основным результатом – в диапазоне температур охлаждаемой поверхности 200–400°C и плотности орошения 22–75 кг/(м<sup>2</sup>·с) плотность теплового потока превышает  $2 \cdot 10^6$  Вт/м<sup>2</sup>. Максимальная плотность теплового потока (до  $7 \cdot 10^6$  Вт/м<sup>2</sup>) достигается при температуре поверхности 180–220°C. Максимальный тепловой поток имеет сильную прямую зависимость от плотности орошения в отмеченном диапазоне. В диапазоне температур поверхности 200–400°C имеет место монотонное (т.е. с малым градиентом) снижение теплового потока. Иными словами, переход к пленочному кипению для спрейного охлаждения сильно «растянут» по температуре. Массовая доля сгенерированного пара составляет всего 3.7–7.3%.

## Обобщение экспериментальных данных по теплоотдаче при газокapельном охлаждении высокотемпературных поверхностей

В [6] авторы обобщили результаты экспериментальных исследований интенсивности охлаждения высокотемпературных поверхностей диспергированными струями воды. Результаты представлены в виде критериальных соотношений для среднего по поверхности коэффициента теплоотдачи:

$$Nu = \alpha \cdot R / \lambda = F(Re, We, K_r, Pr), \quad (1)$$

где  $\alpha$  – средний по поверхности коэффициент теплоотдачи, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $\lambda$  – теплопроводность жидкости, Вт/(м·К);  $Re = j \cdot x / \mu$  – число Рейнольдса по плотности орошения и линейного размера поверхности охлаждения;  $We = j^2 \cdot R / (\sigma \cdot \rho)$  – число Вебера по радиусу капли и плотности орошения;  $K_r = r / [c_p (T_w - T_0)]$  – число кипения;  $Pr$  – число Прандтля для жидкости;  $j$  – плотность орошения поверхности, кг/(м<sup>2</sup>·с);  $x$  – линейный размер поверхности охлаждения, м;  $\mu$  – динамическая вязкость жидкости, Па·с;  $R$  – радиус капли жидкости, м;  $\sigma$  – коэффициент поверхностного натяжения жидкости, Н/м;  $\rho$  – плотность жидкости, кг/м<sup>3</sup>;  $r$  – теплота фазового перехода, кДж/кг;  $c_p$  – изобарная теплоемкость жидкости, кДж/(кг·К);  $T_w$  – температура охлаждаемой поверхности, °С;  $T_0$  – температура жидкости в инжекторе, °С.

Таким образом, в данном обобщении определяющие параметры – размер капель, плотность орошения, температуры поверхности и жидкости в инжекторе – измеряемые параметры. Такой подход позволяет провести анализ зависимости основных перечисленных факторов от интенсивности теплообмена. Конкретные соотношения и границы их применимости можно найти в [6].

Авторы [6] выделяют три режима охлаждения диспергированной жидкостью: пленочный, смачивающий и несмачивающий.

Пленочный режим соответствует сплошной стекающей пленке жидкости на охлаждаемой поверхности. В пленке визуально наблюдается пузырьковое кипение. Возможен процесс схлопывания пузырей пара в силу бомбардировки пленки недогретой жидкостью.

Смачивающий режим имеет место при температуре поверхности более 200°С. Сплошная пленка жидкости отсутствует. Капли достигают поверхности с образованием на ней видимых визуально пятен размером 3–4 мм. Можно предполагать «недоиспользование» всей массы капель для испарения на поверхности и отталкивание части капель от поверхности.

Несмачивающий режим имеет место при температуре поверхности выше 400°С. Визуально на поверхности не видны следы ударяющихся капель. Капли испаряются в потоке, не достигая поверхности, за счет излучения от поверхности, конвекции с паром и воздухом и теплопроводности. Именно этот режим и представляет наибольший интерес.

Предварительные расчеты, выполненные с использованием корреляций [6] для несмачивающего режима, представлены на рис. 2. При проведении расчетов приняты параметры, соответствующие диапазону применимости корреляции для этого режима:

- давление – атмосферное (1 бар);
- температура воды в инжекторе равна 50°С;
- радиус поверхности охлаждения – 0.1 м;
- плотность орошения – 3.5 кг/(м<sup>2</sup>·с);
- диапазон радиуса капель воды –  $(1-5) \cdot 10^{-5}$  м (10–50 микрон).

Соответственно,  $Re = 1250$ ,  $We = 2 \cdot 10^{-6} - 1.1 \cdot 10^{-5}$ . Границы применимости корреляции для режима:  $We = 0.8 \cdot 10^{-8} - 7.32 \cdot 10^{-6}$ .

Результаты расчетов этого режима показали следующее:

- предельная плотность отводимого потока в несмачивающем режиме тем выше, чем меньше степень дисперсности охлаждаемой жидкости; конкретно коэффициент теплоотдачи обратно пропорционален радиусу капли в степени 0.88, т.е. наблюдается сильная и почти обратная зависимость;

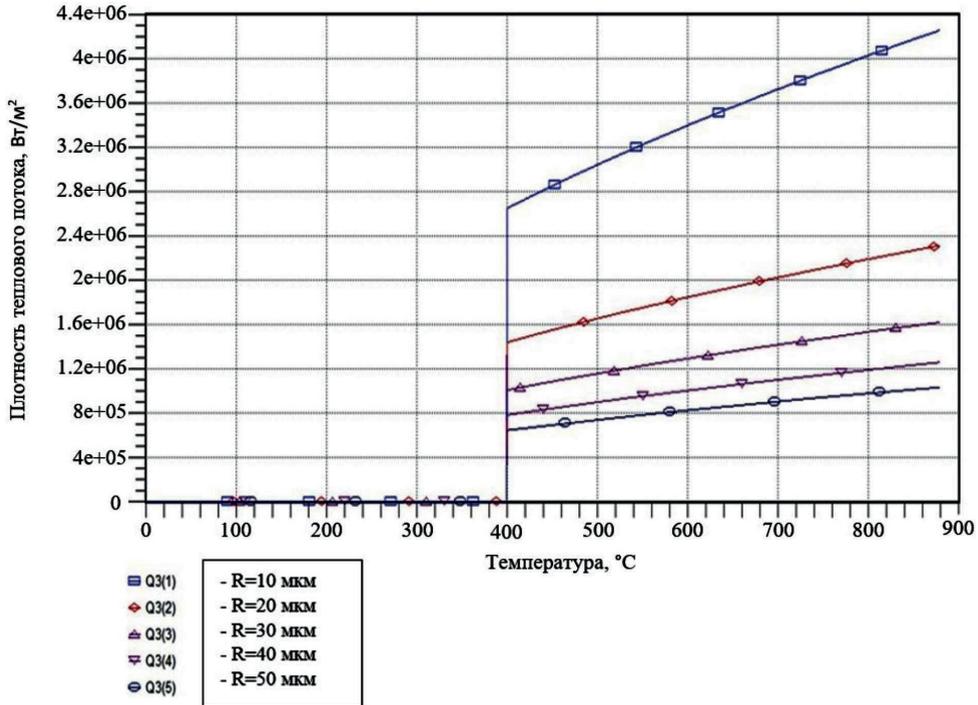


Рис. 2. Зависимость плотности теплового потока от температуры охлаждаемой поверхности для несмачивающего режима для разных размеров капель  $R$  [6]

- плотность теплового потока в данном режиме имеет нелинейную прямую зависимость от плотности орошения и пропорциональна плотности орошения в степени 0.22.

Рассмотрим имеющиеся расчетные модели охлаждения высокотемпературных поверхностей в ряде известных кодов.

## Результаты моделирования теплообмена в дисперсном газок капельном потоке в системном коде КОРСАР

Системные коды RELAP, TRACE (США), КОРСАР (Россия) являются одномерными двухфазными кодами контурной теплогидродинамики применительно к системам охлаждения АЭС. Соответственно, для реализации одномерной двухфазной постановки необходима весьма развитая система замыкающих соотношений по теплообмену и гидравлическому сопротивлению большой совокупности двухфазных режимов течения и теплообмена (карты режимов). При этом различают три рода соотношений по теплообмену и сопротивлению: стенка – жидкость, стенка – пар – газ, жидкость – газ (межфазное взаимодействие). Большинство соотношений – эмпирические и описывают режимы, характерные именно для систем охлаждения АЭС. Это режимы с продольным течением в каналах.

Наиболее близкие к рассматриваемой проблематике – это режимы дисперсно-кольцевой и дисперсный в сетевых кодах. Дисперсный режим в одномерной постановке (с продольным течением вдоль горячей стенки) можно рассматривать как этап

газокапельного инжекторного охлаждения после разворота потока с поперечного к продольному, т.е. на некотором удалении от центра струи.

Переход от дисперсно-кольцевого к дисперсному режиму в сетевых кодах означает переход в закризисный режим кипения. Положение кризиса рассчитывается по скелетным таблицам кризиса в трубах [10]. Таблицы представляют собой (в данном случае кризиса первого рода с малым паросодержанием) зависимость критического потока от давления, массовой скорости (продольной) и относительной энтальпии потока (энтальпийного паросодержания). В итоге при атмосферном давлении любой газокапельный поток вода – воздух (т.е. с низкой массовой скоростью и отрицательным энтальпийным паросодержанием) будет рассчитываться в системном коде (КОРСАР, например) с ограничением на критический поток около  $0.9 \cdot 10^6$  Вт/м<sup>2</sup>. Последняя величина соответствует критическому потоку при кипении воды в большом объеме при атмосферном давлении.

Отметим также следующие моменты. В системном коде невозможно управлять размером капель в дисперсном режиме теплообмена. Эта величина рассчитывается на основе определенных корреляций, описывающих естественное дробление жидкости в каналах в дисперсном режиме. Соответственно нельзя ввести в расчет механический «диспергатор» (инжектор) жидкости, используемый при спрейном охлаждении, для управления размером капель жидкости.

В то же время в коде КОРСАР в дисперсном пароводяном или газокапельном режиме учитываются следующие механизмы теплопередачи [11, 12]:

- конвективный теплообмен пара (и газа) со стенкой (стандартные 2 корреляции для вынужденной конвекции газа в трубах и 2 корреляции для естественной конвекции) (1 механизм);
- поток тепла к каплям жидкости, испаряющимся в пристенном слое ( $q_1$ ) (2 механизм);
- тепловой поток к каплям при их контакте (бомбардировке) со стенкой ( $q_2$ ) (3 механизм);
- лучистый теплообмен капель со стенкой (стандартные соотношения) (4 механизм). Корреляция для механизма 2 (испарение в пристенном слое) имеет вид

$$q_1 = 50(1 - \varphi) \cdot \lambda_g^2 \frac{T_w - T_s}{\alpha_g d^2}, \quad (2)$$

где  $\varphi$  – объемное парогасосодержание;  $\lambda_g$  – теплопроводность пара (газа), Вт/(м·К);  $T_s$  – температура насыщения воды, К;  $\alpha_g$  – коэффициент конвективного теплообмена стенка – пар (газ), Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $d$  – диаметр капель, м.

Поскольку в этом соотношении не различается состав парогазовой среды (пар – воздух), то под термином «испарение» подразумевается вскипание капель воды в паровом или воздушном потоке без контакта со стенкой. Важно заметить, что плотность потока при кипении капель в потоке обратно пропорциональна квадрату диаметра капель, т.е. степень дисперсности капельного потока сильно влияет на плотность теплового потока. Этот вывод соответствует результатам экспериментальных исследований [6].

Корреляция для третьего механизма имеет вид

$$q_2 = (\rho w)_d \cdot r \cdot \varepsilon, \quad (3)$$

где  $(\rho w)_d$  – интенсивность орошения стенки каплями [11], кг/(м<sup>2</sup>·с);  $\varepsilon = \exp(1 - (T_w/T_s)^2)$  – эффективность теплового восприятия капель поверхностью.

Данный подход представляет методический интерес с точки зрения разработки расчетных моделей спреинового охлаждения.

В целом отмеченные системные коды не позволяют моделировать теплоотвод в дисперсном режиме с плотностью теплового потока, превышающей данные скелетных таблиц кризиса теплообмена при кипении в трубах.

## Предварительный анализ модели теплообмена газочапельного потока с горячей стенкой в коде ANSYS FLUENT

В настоящее время разработан ряд теоретических моделей процессов газочапельного охлаждения [12, 13]. В частности, в [12] используется дифференциальное уравнение динамики тепломассообмена капли жидкости в потоке горячей парогазовой среды. Уравнение описывает процесс изменения температуры капли  $T$  и ее массы  $m$  во времени  $t$  за счет конвективного нагрева окружающего более горячего газа, теплового излучения от стенки, испарения и вскипания капли в потоке. Рассматриваются три режима:

- конвективный нагрев капли с учетом излучения при условии  $T \leq T_g$  (температура капли ниже температуры газа  $T_g$ );
- режим испарения капли при условии  $T_g \leq T \leq T_s$  (температура капли выше температуры газа, но ниже температуры насыщения);
- режим вскипания капли в газовом потоке при условии  $T \geq T_s$  (температура капли достигла температуры насыщения или превысила ее).

В частности, для режима испарения капли уравнение динамики тепломассообмена имеет вид

$$m \cdot c_p \frac{dT}{dt} = \alpha_d \cdot F \cdot (T_g - T) + \sigma_r \cdot \varepsilon_g \cdot F \cdot (T_w^4 - T^4) - r \frac{dm}{dt}, \quad (4)$$

где  $\sigma_r$  – постоянная Стефана – Больцмана, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>);  $\alpha_d$  – коэффициент межфазного теплообмена, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $\varepsilon_g$  – приведенная степень черноты;  $dm/dt$  – скорость испарения капли, кг/с;  $F$  – площадь поверхности капли, м<sup>2</sup>,  $r$  – теплота парообразования, Дж/кг.

Для замыкания уравнения (4) по конвективной составляющей  $\alpha_d$  используется известная корреляция для теплообмена шара (капли диаметром  $d$ ) в потоке газа:

$$\text{Nu}_d = \frac{\alpha_d \cdot d}{\lambda} = 2 + 0.6 \text{Re}_d^{0.5} \cdot \text{Pr}^{0.33}, \quad (5)$$

где  $\text{Re}_d$  определено по разности скоростей газа и капли, а также по диаметру капли и вязкости жидкости.

Для замыкания уравнения (4) по скорости испарения используется методика аналогии теплообменных и массообменных процессов (число Льюиса, равное единице). Скорость испарения определяется произведением коэффициента испарения на разность концентрации пара на поверхности капли и в потоке газа. На поверхности капли концентрация пара равна концентрации насыщения при температуре капли.

Концентрация пара в потоке – величина расчетная и зависит от температуры газа. Коэффициент испарения равен коэффициенту теплообмена по уравнению (5), деленному на теплоемкость газа.

Для режима вскипания капли в потоке газа используется следующее дифференциальное уравнение для динамики диаметра капли:

$$\frac{d(d)}{dt} = \frac{4\lambda_g}{d\rho c_{pg}} \left(1 + 0.23\sqrt{\text{Re}}\right) \ln\left(1 + \frac{c_{pg}(T_g - T)}{r}\right), \quad (6)$$

где  $\lambda_g$  – теплопроводность газа, Вт/(м·К);  $c_{pg}$  – изобарная теплоемкость газа, Дж/(кг·К).

Из последнего уравнения следует скорость «выкипания» (испарения) капли. Характерное время испарения определяется следующим образом:

$$\tau = \frac{d^2}{2C}, \quad (7)$$

где  $C = \frac{4\lambda_g}{\rho c_{pg}} \left(1 + 0.23\sqrt{\text{Re}}\right) \ln\left(1 + \frac{c_{pg}(T_g - T)}{r}\right)$  – комбинация параметров в правой части уравнения (6).

Расчет по уравнению (7) при диаметре капли 50 мкм, температуре газа (воздуха) 400°C, капли 100°C, атмосферном давлении, величине скольжения фаз 3 м/с показал, что время испарения капли  $\tau = 0.038$  с, т.е. частота испарения капель данного размера составляет 26 Герц.

Представленные уравнения являются составляющей частью для разработки модели спреинового охлаждения.

Поскольку масса капли пропорциональна кубу радиуса капли, а межфазная поверхность – квадрату радиуса капли, то из уравнения (4) следует обратная пропорциональность темпа прогрева капли в зависимости от ее радиуса. Соответственно и интенсивность теплоотдачи будет обратно пропорциональна радиусу капли, что примерно соответствует обобщению экспериментальных данных для несмачивающего режима охлаждения дисперсным потоком [6].

Представленная модель газокапельного охлаждения (диспергированной жидкостью) представляет методический интерес, но расчеты по ней не проводились.

Таким образом:

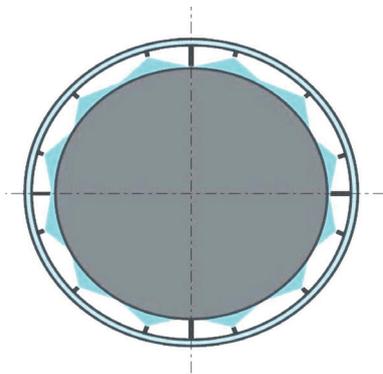
- рассмотренная вкратце модель охлаждения диспергированной жидкостью в коде ANSYS Fluent [14] представляет значительный интерес с точки зрения оценки максимальных тепловых потоков;
- содержание модели повторяет наблюдаемые на опыте качественные проявления межфазных процессов при капельном охлаждении, такие как испарение капель в газовом потоке и вскипание капель без контакта со стенкой;
- содержание расчетной теоретической модели подтверждает экспериментальный вывод об увеличении интенсивности теплообмена при уменьшении диаметра капель жидкости;
- модель может быть применена как для продольного охлаждения диспергированной жидкостью, так и поперечного, что важно при проектировании.

## Возможность применения воздушнокапельного распылительного охлаждения (ВКРО) в системах безопасности АЭС

Для оценки возможности применения ВКРО для охлаждения корпуса реактора надо иметь в виду специфику рассматриваемого объекта охлаждения.

Во-первых, поверхность охлаждения вертикальная или наклонная.

а)



б)

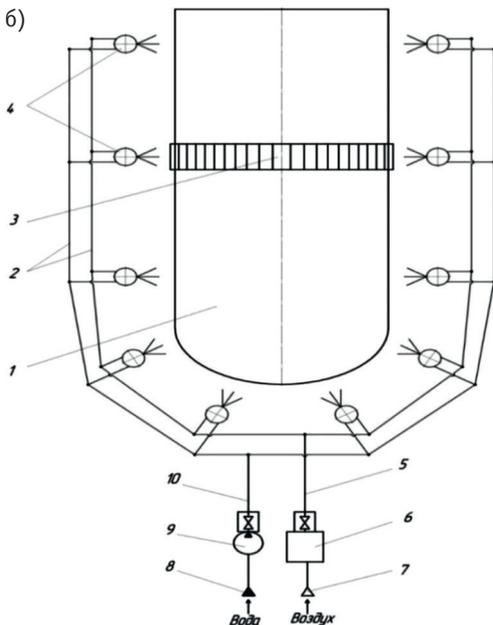


Рис. 3. Схема охлаждения корпуса форсунками: а) – поперечное сечение, б) – продольное сечение: 1 – корпус реактора; 2 – линии подачи воды и воздуха; 3 – термоэлектрический генератор в виде «пояса» из плоских очехлованных ТЭБ, опоясывающего цилиндрическую часть корпуса ВВЭР; 4 – форсунки; 5 – линия подачи воздуха; 6 – компрессор с регулировочным вентилем; 7 – вывод соединения с воздушным трактом; 8 – вывод соединения с водяным трактом; 9 – насос с регулировочным вентилем; 10 – линия подачи воды

Во-вторых, поверхность охлаждения имеет большую площадь, что требует установки большого количества распылительных форсунок для орошения охлаждаемой поверхности.

В-третьих, температура охлаждаемой поверхности может изменяться в широком диапазоне по высоте.

В-четвертых, необходимо сохранить пассивный принцип работы системы охлаждения.

Учитывая, что большинство экспериментальных исследований выполнено, как правило, для одиночных форсунок и небольшой площади охлаждения, полученные рекомендации и обобщения не могут быть напрямую использованы для обоснования работы системы охлаждения корпуса реактора большой мощности.

Так как поверхность теплообмена имеет большую площадь, а значительная ее часть является вертикальной, то требуется использование в системе большого количества форсунок, установленных на разных отметках по высоте и на разных расстояниях друг от друга на одном уровне. Возможное размещение форсунок показано на рис. 3 [15]. Для наиболее эффективного охлаждения поверхности теплообмена необходимо определить оптимальное расстояние между форсунками на одном уровне их расположения, расстояние между отдельными рядами форсунок с учетом распределения энерговыделения (и теплового потока) по высоте, а также, возможно, и оптимальные углы установки форсунок по отношению к охлаждаемой поверхности. Кроме этого необходимо определить оптимальный

расход охлаждающей среды для форсунок, оптимальный размер капель дисперсного потока с учетом расстояния от форсунки до охлаждаемой поверхности.

Для обеспечения пассивного принципа работы системы может быть использован принцип, при котором для организации циркуляции охлаждающей жидкости используется энергия остаточных тепловыделений, отводимая от корпуса реактора, преобразованная безмашинным способом в электрическую энергию, а затем в механическую энергию привода насоса для прокачки охлаждающей жидкости и компрессора для подачи воздуха [16]. Преобразование тепловой энергии в электрическую для питания насоса и компрессора осуществляется с помощью термоэлектрических генераторов (ТЭГ). Предварительные оценки показали, что применение ТЭГ, состоящего из термоэлектрических батарей (ТЭБ), при данных теплофизических условиях способно обеспечить выработку электрической мощности 40 кВт и более, что вполне достаточно для питания циркуляционного насоса и воздушного компрессора.

Для обоснования возможности и границ применения газокпельной модели дисперсионного охлаждения для обеспечения устойчивого теплоотвода от корпуса реактора большой тепловой мощности тепловых потоков плотностью более  $1.5 \text{ МВт/м}^2$ , оптимизированной для условий тяжелых запроектных аварий на АЭС, необходимо разработать экспериментальную установку. Эта установка должна обеспечить экспериментальное моделирование в обоснование оптимальной схемы размещения форсунок, направления и скорости распыления дисперсионного потока, величины площади потока орошения поверхности для обеспечения максимальной эффективности отвода тепла от корпуса реактора.

На основании полученных экспериментальных данных по взаимодействию охлаждающего струйно-капельного потока с поверхностью теплообмена необходимо разработать упрощенную расчетную модель и расчетный код на ее основе и провести расчеты в обоснование выбора модели и технических решений газокпельного охлаждения корпуса ВВЭР при высокоинтенсивных тепловых нагрузках в условиях тяжелых аварий.

## Заключение

В статье на основании выборочных экспериментальных исследований охлаждения высокотемпературных поверхностей сплошной и диспергированной струей воды показана возможность достижения плотности тепловых потоков выше  $1 \text{ МВт/м}^2$ , что соответствует критическому тепловому потоку при кипении воды в большом объеме при атмосферном давлении.

Анализ возможности газокпельного охлаждения высокотемпературных поверхностей показал:

- наиболее важными компонентами модели являются описание процессов вскипания капель в парогазовом потоке (без контакта с греющей поверхностью) и определение потока капель на стенку – моделирование этих процессов обладает большой неопределенностью и сложностью, поэтому описание этих процессов и должно составлять основную часть разработки расчетных моделей спреинового охлаждения высокотемпературных поверхностей;

• использование системных кодов для численного моделирования спрейного охлаждения возможно, но ограничено, поскольку в них используется скелетная таблица критических тепловых потоков, полученная для труб при продольном течении сплошной недогретой до насыщения или кипящей жидкости. Для формальной корректировки таблицы в сторону увеличения критических потоков (что технически возможно) нужны основания.

В настоящее время отсутствует единая верифицированная модель спрейного охлаждения высокотемпературных поверхностей. В этой связи экспериментальные исследования занимают основное место в рассматриваемой научной проблеме – проблеме охлаждения корпуса реактора ВВЭР большой мощности при запроектной аварии.

### Литература

1. Резепов В.К., Денисов В.П., Кирилюк Н.А., Драгунов Ю.Г., Рыжов С.Б. Реакторы ВВЭР-1000 для атомных электростанций. М.: Академкнига, 2004, 333 с.
2. Сулацкий А.А., Черный О.Д., Ефимов В.К., Грановский В.С. Кризис теплообмена на наружной поверхности корпуса ВВЭР. *Теплоэнергетика*. 1998;11:35–39.
3. Вертков А.В., Комов А.Т. и др. Применение диспергированного газожидкостного потока для охлаждения жидкометаллического лимитера токамака Т-10. *Вопросы атомной науки и техники. Серия: Термоядерный синтез*. 2018;41(1):57–64. DOI: <https://doi.org/10.21517/0202-3822-2018-41-1-57-64>
4. Штелинг В.С., Дедов А.В. и др. Экспериментальное исследование эффективности термостабилизации стенки диспергированным потоком. *Теплоэнергетика*. 2022;12:54–63. DOI: <https://doi.org/10.56304/S0040363622120086>
5. Войтков И.С., Волков Р.С., Кузнецов Г.В., Стрижак П.А. Высокотемпературное испарение капель воды в газовой среде. *Журнал технической физики*. 2017;87(12):1911–1914. DOI: <https://doi.org/10.21883/JTF.2017.12.45220.2218>
6. Исаченко В.П., Кушнырев В.И. Струйное охлаждение. М.: Энергоатомиздат, 1984, 216 с.
7. Карпов П.А. Теплообмен при испарительном охлаждении поверхности многоструйным импульсным спреем. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Новосибирск. 2021, 132 с. URL: [https://www.nstu.ru/files/dissertations/dissertaciya\\_karpov\\_p.p.\\_163427428270.pdf](https://www.nstu.ru/files/dissertations/dissertaciya_karpov_p.p._163427428270.pdf) (дата обращения 13.01.2025).
8. Колдин А.В., Платонов Н.И. Теплообмен при струйном охлаждении высокотемпературной поверхности. *Вестник Челябинского государственного университета. Физика*. 2013;25(18):48–51. URL: <https://elibrary.ru/contents.asp?id=33909325> (дата обращения 13.01.2025).
9. Братута Э.Г. Кризис теплообмена при охлаждении поверхности диспергированной жидкостью. *Известия высших учебных заведений. Энергетика*. 1986;6:102–105.
10. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). М.: Энергоатомиздат, 1990, 360 с.
11. Юдов Ю.В., Волкова С.Н., Мигров Ю.А. Замыкающие соотношения теплогидравлической модели расчетного кода КОРСАР. *Теплоэнергетика*. 2002;11:22–29.
12. Юдов Ю. В. Численное моделирование теплогидравлических процессов в циркуляционных контурах реакторных установок с водяным теплоносителем. Диссертация на соискание ученой степени доктора физико-математических наук. Сосновый бор, 2021, 277 стр. URL: <https://www.ibrae.ac.ru/docs/108/yudovidissertatsiya.pdf> (дата обращения 28.02.2025).
13. Bell K.J. Справочник по теплообменникам. В 2-х томах. Перевод с англ. под ред. О.Г. Мартыненко. М.: Энергоатомиздат, 1987, Том 2, 352 с.

14. ANSYS Fluent Theory Guide. ANSYS Inc., 2013, 814 с.

15. Локтионов В.Д. Способ охлаждения и защиты корпуса ядерного реактора при тяжелой аварии и устройство для его осуществления. 2019, Патент РФ № RU 2743090.

16. Соловьев С.Л., Зарюгин Д.Г., Калякин С.Г., Лескин С.Т., Соловьев Д.С. Новые технические решения для проектирования пассивных систем безопасности АЭС. *Известия вузов. Ядерная энергетика*. 2024;1:74–86. DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2024.1.06>

Поступила в редакцию 04.02.2025

После доработки 28.02.2025

Принята к опубликованию 14.03.2025

## Авторы

Зарюгин Денис Геннадьевич, руководитель проекта, к.т.н.,

E-mail: DGZaryugin@rosatom.ru

Лескин Сергей Терентьевич, заведующий кафедрой «Оборудование и эксплуатация ядерных энергетических установок», профессор, д.т.н.,

E-mail: STLeskin@mephi.ru

Михин Степан Андреевич, аспирант,

E-mail: mikhinsa@oiate.ru

Сергеев Владимир Викторович, старший научный сотрудник

Слободчук Виктор Иванович, доцент, к.т.н.,

E-mail: VISlobodchuk@mephi.ru

UDC 621.039.5

## On the Possibility of Cooling the High-Power VVER Reactor Pressure Vessel Using an Air-Droplet Spray in the Event of a Beyond Design Basis Accident

Zaryugin D.G.<sup>1</sup>, Leskin S.T.<sup>2</sup>, Mikhin S.A.<sup>2</sup>, Sergeev V.V.<sup>3</sup>, Slobodchuk V.I.<sup>2</sup>

<sup>1</sup> State Atomic Energy Corporation Rosatom,  
24 Bolshaya Ordynka St., 119017 Moscow, Russia;

<sup>2</sup> IATE MEPHI,

1 Stugorodok, 249039 Obninsk, Kaluga reg., Russia;

<sup>3</sup> IPPE JSC,

1 Bondarenko Sq., 249033 Obninsk, Kaluga reg., Russia

## Abstract

For reactors with high decay power (VVER-1000, VVER-1200, VVER-TOI, etc.), no reliable reactor vessel cooling is achieved via the concept of retaining the corium inside the reactor pressure vessel only by means of heat transfer with water in the process of its boiling within the outer barrel since high heat fluxes (density above  $10^6$  W/m<sup>2</sup>) cause a boiling evolving into film boiling and to a heat transfer crisis.

A comparative analysis of different cooling systems shows that the most reliable and effective way to prevent the heat transfer crisis is an intensification of heat transfer on the cooled surface by using an air-droplet spray device (ADSD), which can be used to retain the core melt inside the reactor pressure vessel.

The paper provides an overview of studies on gas-droplet cooling of high-temperature surfaces, and presents preliminary calculations using correlations of the non-wetting

cooling mode as being of greatest interest for ADSD. Methods have been considered for simulating gas-droplet cooling in system codes. The qualitative agreement of the calculation results with experimental data is shown. The peculiarities of spray cooling of the large VVER reactor vessel are identified. A diagram of the possible locations of spray nozzles within the reactor barrel is demonstrated. Due to the lack of a single verified spray cooling model for high-temperature surfaces, experimental studies are considered to be the key approach in the scientific problem under consideration, that is cooling of the large VVER reactor vessel in the event of a beyond design basis accident.

**Keywords:** gas-droplet cooling of high-temperature surfaces, heat transfer simulation, system codes, beyond-design-basis accident at high power NPPs, application of air-droplet cooling in NPP safety systems.

**For citation:** Zaryugin D.G., Leskin S.T., Mikhin S.A., Sergeev V.V., Slobodchuk V.I. On the Possibility of Cooling the High-Power VVER Reactor Pressure Vessel Using an Air-Droplet Spray in the Event of a Beyond Design Basis Accident. *Izvestiya vuzov. Yadernaya Energetika*. 2025;1:81–95. DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2025.1.06> (in Russian).

## References

1. Rezepov V.K., Denisov V.P., Kirilyuk N.A., Dragunov Yu.G., Ryzhov S.B. WWER-1000 Reactors for Nuclear Power Plants. Moscow, Akademkniga Publ., 2003, 333 p. (in Russian).
2. Sulatskii A.A., Chernyi O.D., Efimov V.K., Granovskii V.S. Burnout on the External Surface of a VVER Reactor Vessel. *Thermal Engineering*. 1998;45(11):913–918.
3. Vertkov A.V., Komov A.T., Lyublinski I.E., Mirnov S.V., Varava A.N., Dedov A.V., Zaharenkov A.V., Frick P.G. The Use of Dispersed Gas-Liquid Flow for Cooling of the Tokamak T-10 Liquid Metal Limiter. *Problems of Atomic Science and Technology. Ser. Thermonuclear Fusion*. 2018;41(1):57–64. DOI: <https://doi.org/10.21517/0202-3822-2018-41-1-57-64> (in Russian).
4. Shteling V.S., Dedov A.V., Zakharenkov A.V., Komov A.T., Shcherbakov P.P. An Experimental Study of Wall Thermal Stabilization Efficiency by a Spray Cooling. *Thermal Engineering*. 2022;69: 954–962. DOI: <https://doi.org/10.1134/S0040601522120072>
5. Voitkov I.S., Volkov R.S., Kuznetsov G.V., Strizhak P.A. High-temperature Evaporation of Water Droplets in a Gaseous Medium. *Technical Physics*. 2017;62(12):1908–1911. DOI: <https://doi.org/10.1134/S1063784217120271>
6. Isachenko V.P., Kushnyrev V.I. Jet cooling. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1984, 216 p. (in Russian).
7. Karpov P.A. Heat transfer during evaporative cooling of the surface with a multi-jet pulse spray. Diss. for the degree of Cand. Sci. (Engineering). Novosibirsk, 2021, 132 p. URL: [https://www.nstu.ru/files/dissertations/dissertaciya\\_karpov\\_p.n.\\_163427428270.pdf](https://www.nstu.ru/files/dissertations/dissertaciya_karpov_p.n._163427428270.pdf) (accessed Jan.13, 2025) (in Russian).
8. Koldin A.V., Platonov N.I. Heat transfer during jet cooling of a high-temperature surface. *Bulletin of the Chelyabinsk State University. Physics*. 2013;25:48–51. URL: <https://elibrary.ru/contents.asp?id=33909325> (accessed Jan.13, 2025) (in Russian).
9. Bratuta E.G. Heat transfer crisis during surface cooling with dispersed liquid. *News of higher educational institutions. Power engineering*. 1986;6:102–105 (in Russian).
10. Kirillov P.L., Yuryev Yu.S., Bobkov V.P. Handbook of thermal hydraulic calculations (nuclear reactors, heat exchangers, steam generators). Moscow, Energoatomizdat Publ., 1990, 360 p. (in Russian).
11. Yudov Yu.V., Volkova S.N., Migrov Yu.A. The Closing Relationships of the Thermohydraulic Model of the KORSAR Computer Code. *Thermal Engineering*. 2002;49(11):901–908.

12. Yudov Yu.V. Numerical simulation of thermohydraulic processes in the circulation circuits of reactor installations with a water coolant. Diss. for the degree of Dr. Sci. (Phys.-Math.). Sosnovy Bor, 2021, 277 p. URL: <https://www.ibrae.ac.ru/docs/108/yudovidissertatsiya.pdf> (accessed Feb. 28, 2025) (in Russian).

13. Bell K.J. Handbook of heat exchangers. In 2 volumes. Translation from English. Edited by O.G. Martynenko. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1987, vol. 2, 352 p. (in Russian).

14. ANSYS Fluent Theory Guide. ANSYS Inc., 2013, 814 p.

15. Loktionov V.D. A method for cooling and protecting a nuclear reactor vessel in case of a severe accident and a device for its implementation. 2019, RF Patent No. RU 2743090 (in Russian).

16. Soloviev S.L., Zaryugin D.G., Kalyakin S.G., Leskin S.T., Soloviev D.S. New Technical Solutions for the Design of NPP Passive Safety Systems. *Nuclear Energy and Technology*. 2024;10(4):251–257. DOI: <https://doi.org/10.3897/nucet.10.139455>

## Authors

Denis G. Zaryugin, Project Leader, Cand. Sci. (Engineering),

E-mail: [DGZaryugin@rosatom.ru](mailto:DGZaryugin@rosatom.ru)

Sergey T. Leskin, Head of Department, Professor, Dr. Sci. (Engineering),

E-mail: [STLeskin@mephi.ru](mailto:STLeskin@mephi.ru)

Stepan A. Mikhin, Post-graduate student,

E-mail: [mikhinsa@oiate.ru](mailto:mikhinsa@oiate.ru)

Vladimir V. Sergeev, Senior Researcher

Victor I. Slobodchuk, Associate Professor, Cand. Sci. (Engineering),

E-mail: [VISlobodchuk@mephi.ru](mailto:VISlobodchuk@mephi.ru)