

УДК 621.039.586

РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОНВЕКТИВНОГО ПЕРЕНОСА ТЕПЛА МЕЖДУ АКТИВНОЙ ЗОНОЙ И ПАРОГЕНЕРАТОРОМ ВВЭР ПРИ ТЯЖЕЛОЙ АВАРИИ С ПОТЕРЕЙ ТЕПЛООТВОДА КО ВТОРОМУ КОНТУРУ

© 2024 г. К. С. Долганов^{1, *}, А. А. Крутиков², А. В. Николаева²

¹Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем безопасного развития атомной энергетики Российской академии наук, Москва, Россия

²Акционерное общество «Опытное конструкторское бюро «ГИДРОПРЕСС» (АО ОКБ «ГИДРОПРЕСС»), Подольск, Россия

*e-mail: dolganov@ibrae.ac.ru

Поступила в редакцию 07.11.2023 г.

После доработки 16.09.2024 г.

Принята к публикации 20.09.2024 г.

Работа посвящена численному анализу возможности перегрева и разрушения теплообменных труб в парогенераторах ВВЭР в процессе развития тяжелых аварий. Опасность этого явления обусловлена риском байпасирования радиоактивными веществами защитной оболочки реакторной установки. В качестве основного механизма переноса тепла из активной зоны в парогенераторы рассматривается естественная конвекция перегретого пара в горячей нитке главного циркуляционного трубопровода. Для моделирования конвективных потоков и распределения температуры пара используются трехмерные CFD-коды. Показано, что интенсивность конвективного переноса тепла из реактора в горячий коллектор парогенератора недостаточна для существенного нагрева и катастрофической потери прочности материала теплообменных труб парогенератора.

Ключевые слова: конвекция, моделирование, тяжелая авария, парогенератор, CFD, ВВЭР, СОКРАТ

DOI: 10.31857/S0002331024040063

ВВЕДЕНИЕ

Защитная оболочка реакторной установки (ЗО) является последним физическим барьером на пути распространения радиоактивных веществ в окружающую среду в случае тяжелой аварии (ТА) на АЭС с ВВЭР. Она играет важнейшую роль в ограничении радиоактивного выброса, поэтому обеспечение ее целостности представляет собой основную задачу при возникновении тяжелых аварий на АЭС с ВВЭР.

Существуют сценарии тяжелых аварий, в которых возможен массовый радиоактивный выброс даже при сохранении общей герметичности ЗО. В частности, при

разрыве теплообменных труб или коллекторов парогенераторов, возникающем в процессе развития аварии на стадии разрушения активной зоны, радиоактивные вещества переносятся во второй контур парогенератора. В случае негерметичности второго контура (что может быть вызвано иницирующим аварию разрывом паропровода до отсечной арматуры или отказом БРУ-А в открытом положении уже в ходе аварии) радиоактивные вещества могут выходить из ПГ в окружающую среду в обход ЗО, так как паропроводы свежего пара выходят за пределы ЗО. Таким образом, происходит так называемое байпассирование защитной оболочки радиоактивными веществами. Соответствующие аварии называются авариями с байпассированием ЗО.

Учитывая специфическую совокупность исходных событий и дополнительных отказов, включая бездействие оператора, требуемую для реализации явления байпассирования ЗО при тяжелых авариях, вероятность подобных аварий относительно невелика. Тем не менее, учитывая значительные радиационные риски, аварии с байпассированием ЗО рассматриваются в рамках ВАБ-2.

Таким образом, кроме обеспечения целостности ЗО, дополнительной задачей ограничения радиационных последствий для населения и окружающей среды при тяжелых авариях на АЭС с ВВЭР является недопущение массового разрыва теплообменных труб ПГ и коллекторов парогенератора.

Для разрыва теплообменных труб и коллекторов ПГ в ходе тяжелой аварии необходимо наличие большого перепада давления на стенке и разогрев стенки до высокой температуры.

Первое условие определяет величину механических напряжений и является следствием рассматриваемых сценариев, предполагающих неизолированное истечение пара из второго контура ПГ в результате разрыва паропроводов или незакрытия БРУ-А. В этом случае давление во втором контуре падает до атмосферного, а давление в первом контуре остается близким к номинальному из-за сохранения плотности первого контура и предполагаемого бездействия операторов по снижению давления. В этом случае давление первого контура определяется уставками открытия и закрытия ИПУ КД.

Второе условие предполагает снижение механической прочности стали, из которой выполнены трубки и коллекторы ПГ, и реализуется при существенном разогреве активной зоны и наличии механизма переноса тепла из активной зоны в ПГ. Такой перенос возможен на стадии осушения активной зоны, если в одной из петель ГЦТ очистился гидрозатвор холодной нитки, и в этой петле развивается естественная циркуляция. Несмотря на то, что ПГ к этому времени уже полностью осушены, сток тепла связан с нагревом большой массы металла в коллекторах и в пакете теплообменных труб. Однако, как показывает опыт расчетов аварий при помощи интегральных кодов, очищение гидрозатворов — в значительной мере неопределенное событие, чувствительное к варьированию входных параметров.

В этой связи возникает вопрос, возможен ли перенос тепла в ПГ, если во всех петлях гидрозатворы заполнены водой. Единственным механизмом, который может обеспечить такой перенос, является конвекция перегретого пара или парогазовой смеси, (если в активной зоне в это время уже происходит интенсивное окисление оболочек твэлов и ВКУ паром) между источником тепла (активная зона) и стоком тепла (ПГ). При этом интервал времени, на котором должна развиваться конвекция, ограничен моментами закрытия и последовательного открытия ИПУ КД, поскольку

на фазе открытия ИПУ КД перегретый пар уходит в КД и не попадает в ПГ. Второй особенностью конвективного переноса является наличие протяженного горизонтального участка в горячей нитке, в результате чего горячая среда должна течь по верхней части нитки, а охлажденная – по нижней части. В результате такого противотока возникает тепловое и механическое взаимодействие прямого и обратного тока пара. Для описания этого течения возможности одномерных теплогидравлических моделей, используемых в интегральных кодах, недостаточны, и требуется использование многомерных CFD-моделей.

Впервые задача конвективного переноса тепла между активной зоной и ПГ при заполненных гидрозатворах на холодных нитках во время тяжелой аварии была поставлена и начала исследоваться в конце 1980-х годов в США усилиями национальных лабораторий, отрасли и надзорного органа. Эта задача входила в перечень задач безопасности, сформулированных по итогам аварии на ТМ1-2, и включала три области потенциальной конвекции: область над активной зоной, горячая нитка циркуляционной петли, проточная часть ПГ.

Первые расчеты были выполнены при помощи интегрального тяжелоаварийного кода SCDAP/RELAP5. Поскольку теплогидравлическая модель этого кода – одномерная, а конвекция в горячей нитке подразумевает противоточное течение, в расчетах использовалась нодализационная схема, в которой горячая нитка была представлена двумя независимыми гидравлическими каналами [1]. Один канал описывал прямой поток горячей среды из а.з. по верхней части трубопровода, второй – возвратный поток охлажденной среды из ПГ по нижней части трубопровода. Гидравлические каналы были сопряжены с соответствующими стенками горячего трубопровода. Также для расчетов использовался трехмерный однофазный код CFD класса COMMIX [2].

В качестве экспериментальной поддержки расчетного анализа в Университете Мэриленда и в компании Вестингауз были выполнены эксперименты [3-5] на прототипных установках уменьшенного масштаба, включавшие модель реактора, горячей нитки, вертикального ПГ с пучком U-образных теплообменных труб. Результаты, полученные в ходе этих экспериментов, а также результаты расчетов по коду COMMIX, использовались для настройки моделей и нодализационных схем интегральных кодов SCDAP/RELAP, MELCOR [6-8]. После проверки, что интегральные коды позволяют корректно воспроизвести распределение тепла по контуру между моделью активной зоны и ПГ в экспериментальной установке использованные модели и подходы к нодализации горячей нитки, соединительного трубопровода КД и ПГ были перенесены на расчеты стадии конвекции перегретого пара при тяжелых авариях на РУ PWR. Причем были рассмотрены все основные проекты PWR, находившиеся в эксплуатации в США [8]. Возможные отклонения модельных параметров от значений, определенных в экспериментах, и влияние нодализации были учтены в рамках анализа неопределенности.

Таким образом при исследовании процессов конвекции был использован системный подход, включавший взаимосвязанные экспериментальную и аналитическую части. Результаты исследований, выполненных в INEEL, были изложены в отчете [9].

Следующей стадией исследований в этой области стал расчетный анализ условий нагружения теплообменных труб ПГ для расширенного перечня тяжелых аварий, определенного на основе результатов ВАБ-1, и определение наиболее

опасного представительного сценария тяжелой аварии с точки зрения байпассирования контейнента и раннего большого выброса радиоактивности в окружающую среду. Более того, возможность разрушения теплообменных труб ПГ оценивалась также с учетом опытных данных о распределении в них трещин, с учетом анализа неопределенности рассматриваемых аварийных сценариев. В результате этого комплекса работ была выполнена оценка вероятности большого раннего аварийного выброса радиоактивности в окружающую среду в результате высокотемпературного разрыва теплообменных труб. Таким образом, фактически устанавливалась связь явления конвекции между а.з. и ПГ с результатами ВАБ-2. Результаты этих исследований были представлены в отчете [10], выпущенном в 1998 г. Комиссией по ядерному регулированию США (U.S. NRC).

Ввиду ограничений, присущих нульмерным (квази-одномерным) теплогидравлическим моделям интегральных кодов, а также по мере развития вычислительных мощностей с начала 2000-х годов к исследованию задач конвекции между а.з. и ПГ стали активно привлекаться трехмерные CFD коды. Так, код ANSYS/Fluent был вначале валидирован на результатах экспериментального исследования явления конвекции в модели реакторной установки на стенде Вестингауз [11], после чего с его помощью было выполнено моделирование перемешивания во входном коллекторе ПГ [12], а затем и расчет полноценной задачи в системе “сборная камера — горячая нитка — ПГ” PWR проекта Вестингауз [13]. Аналогичные CFD расчеты для проекта PWR Комбастшен Инжиниринг (Combustion Engineering, CE) приведены в работе [14]. CFD-моделирование позволило более обосновано перейти от малого (1/7) масштаба экспериментального стенда Вестингауз к полному масштабу РУ PWR. Результаты расчетов по CFD кодам использовались для совершенствования и уточнения настроечных параметров отдельных моделей интегрального кода SCDAP/RELAP5, а также для уточнения используемых нодализационных схем.

В 2005–2006 гг. на основании результатов феноменологических анализов проблемы конвективного переноса тепла между а.з. и ПГ и термомеханического нагружения теплообменных труб ПГ был составлен перечень определяющих явлений и процессов [14]. Таблица таких явлений и процессов была использована для детальной оценки возможностей усовершенствованного кода SCDAP/RELAP5 и выполнения анализа неопределенности целевых рассчитываемых параметров (разность времени разрыва TOT ПГ и разрыва границ горячей нитки/соединительного трубопровода КД, коэффициент запаса для разрыва усредненной трубки ПГ, средняя температура трубки ПГ и т.д.). В результате анализа неопределенности были определены средние значения и стандартные отклонения результирующих параметров.

Важно отметить, что параллельно с надзорным органом аналогичные исследования выполнялись отраслью в лице института EPRI. В отчете [15] описаны использовавшиеся EPRI методики, которые немного отличаются от методик NRC. В частности, использовался интегральный код МААР, учитывался теплообмен излучением между паром и частью горячей нитки вблизи выходного патрубка реактора, учитывалось различие материалов патрубка и горячей нитки и т.д.

В 2018 году в отчете [16] были актуализированы результаты исследований вероятности высокотемпературного разрыва теплообменных труб ПГ и формирования раннего большого радиоактивного выброса в ходе ТА на РУ PWR. Отличия этой работы от подобного исследования 2010 г. [10] заключались в учете замены ПГ на АЭС США и обновленной статистики о распределении трещин в TOT ПГ. Кроме того, был рассмотрен не только проект PWR Вестингауз, но и проект PWR CE. Также

были использованы все современные достижения в области численного моделирования теплогидравлики, гидродинамики, термомеханики, вероятностных анализов. Для расчетов теплогидравлических условий нагружения ТОТ ПГ в проекте PWR CE вместо кода SCDAP/RELAP5 использовался код MELCOR, в котором дополнительно имеются модели переноса и осаждения радиоактивных веществ.

В настоящее время результаты, апробированные для проектов PWR США, используются также и для других проектов PWR. Так, Институт атомной энергии Кореи (KAERI) выполняет независимую валидацию CFD-кодов ANSYS Fluent [17] ANSYS CFX [18] для последующей настройки моделей интегрального кода MELCOR [19] применительно к задаче оценки возможности и вероятности высокотемпературного разрыва ТОТ ПГ на РУ OPR-1000.

Столь масштабные и продолжительные исследования в США обусловлены особенностями проекта РУ PWR: для реакторных установок PWR конвекция в горячей нитке и ПГ играет важную роль, поскольку парогенераторы PWR имеют вертикальную компоновку теплообменных труб, и перепад высот между активной зоной и срединной линией ПГ достаточно большой. Для РУ ВВЭР, где используются горизонтальные парогенераторы, конвекция парогазовой смеси должна быть выражена слабее. Тем не менее этот эффект для ВВЭР до сих пор не проверялся.

Данная статья посвящена расчетному исследованию процесса смешанной конвекции в горячей нитке петли ГЦТ на РУ ВВЭР при тяжелой аварии, который может быть важным механизмом, определяющим температурный режим теплообменных труб и коллекторов ПГ и, в конечном итоге, их целостность и возможность байпасирования ЗО радиоактивными веществами. Для определенности в качестве объекта исследования рассматривается РУ ВВЭР-ТОИ.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Высокотемпературный разрыв теплообменных трубок ПГ ВВЭР в ходе тяжелой аварии может произойти вследствие снижения прочностных свойств сплава X18N10T при сохранении большого перепада давления на стенках трубок. В качестве критерия потери прочности трубок ПГ будем рассматривать превышение эффективным напряжением в трубках предела прочности стали 08X18N10T, который принимается равным пределу текучести $[\sigma_T]$ при текущей температуре:

$$\sigma_{эфф} \geq [\sigma_T].$$

Таким образом, на данном этапе в качестве первого приближения вкладом высокотемпературной ползучести пренебрегается. Вклад этого процесса в разрушение трубок будет в дальнейшем исследован дополнительно.

Механические свойства нержавеющей стали 08X18N10T в области высоких температур изучены плохо (известны только до 873 К), поэтому они были экстраполированы до 1089 К по данным для зарубежной стали-аналога AISI 321 в предположении, что при высоких температурах сплавы ведут себя примерно одинаково (рис. 1). Значение предела текучести при температуре 1366 К было определено по данным для временного сопротивления σ_B в предположении, что при этой температуре $\sigma_T \approx \sigma_B$.

На рис. 1 и в табл. 1 показана принятая в данной работе зависимость предела текучести от температуры.

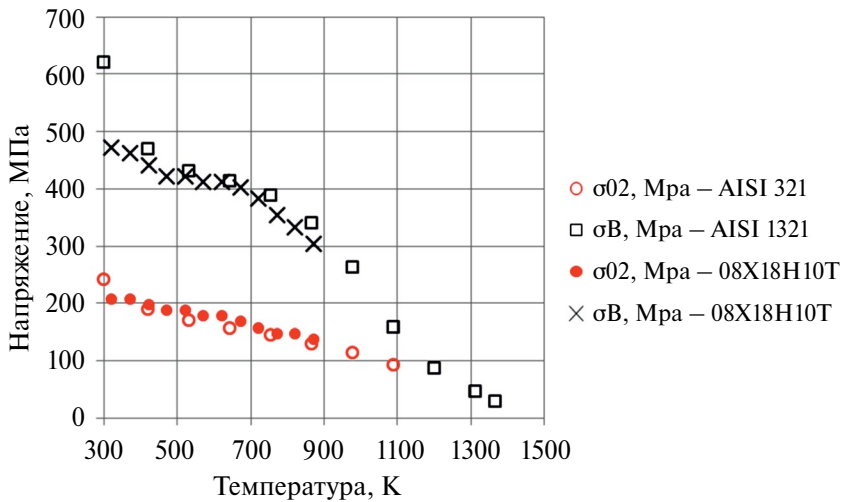


Рис. 1. Сопоставление предела текучести и временного сопротивления сталей AISI 321 [20] и 08X18H10T [21] в зависимости от температуры.

Будем рассматривать сценарий аварии, в котором сохраняется максимальный перепад давления на стенке теплообменной трубки ПГ: давление первого контура ~17.6 МПа, давление под ЗО и во втором контуре ПГ ~0.1 МПа. Для этого первый контур должен сохранять плотность (с точностью до циклического срабатывания ИПУ КД), а второй контур должен быть полностью осушен.

Для анализа возможности разрушения теплообменных трубок при анализе безопасности в случае запроектных аварий использовались критерии [22], основанные на инженерной оценке механических напряжений, обусловленных положительным перепадом давления на стенке.

Для расчета напряжений под действием внутреннего давления использовались следующие формулы Ламе для толстостенных цилиндров ($(r_{out}-r_{in})/r_{in} \geq 0.1$):

Для радиальных напряжений:

– на внутренней стенке трубопровода

$$\sigma_{r1} = -Pin ,$$

Таблица 1. Температурная зависимость предела текучести для сталей 08X18H10T, принятая в расчетах ТА

Т, К	σ _Т , МПа
293	216
323	206
373	206
423	196
473	187
523	187

Т, К	σ _Т , МПа
573	177
623	177
673	167
723	157
773	147
823	147

Т, К	σ _Т , МПа
873	137
977	113
1089	92
1366	28

– на внешней стенке трубопровода

$$\sigma_{r2} = -P_{out} ,$$

где P_{in} – давление в первом контуре; P_{out} – давление во втором контуре ПГ.

Для окружных напряжений:

– на внутренней стенке трубопровода

$$\sigma_{\theta 1} = \frac{2 * P_{out} * r_{out}^2 + P_{in} * (r_{out}^2 + r_{in}^2)}{r_{out}^2 - r_{in}^2} ,$$

– на внешней стенке трубопровода

$$\sigma_{\theta 2} = \frac{2 * P_{in} * r_{in}^2 - P_{out} * (r_{out}^2 + r_{in}^2)}{r_{out}^2 - r_{in}^2} ,$$

где r_{out} , r_{in} – внешний и внутренний радиусы трубопровода соответственно [м].

Для осевых напряжений:

$$\sigma_z = \frac{2 * \mu * (P_{in} * r_{in}^2 - P_{out} * r_{out}^2)}{r_{out}^2 - r_{in}^2} ,$$

где $\mu = 0.3$ – коэффициент Пуассона.

Температурные напряжения в трубках не учитывались. Также не учитывались возможные эксплуатационные дефекты, включая трещины.

Для расчета эффективных напряжений использовался критерий Треска–Сен-Венана.

$$\sigma_{\text{эф1}} = \text{MAX}(\sigma_{\theta 1}, \sigma_{r1}, \sigma_{z1}) - \text{MIN}(\sigma_{\theta 1}, \sigma_{r1}, \sigma_{z1}) ,$$

$$\sigma_{\text{эф2}} = \text{MAX}(\sigma_{\theta 2}, \sigma_{r2}, \sigma_{z2}) - \text{MIN}(\sigma_{\theta 2}, \sigma_{r2}, \sigma_{z2}) ,$$

$$\sigma_{\text{эф}} = \text{MAX}(\sigma_{\text{эф1}}, \sigma_{\text{эф2}}) .$$

Для геометрии теплообменных труб ВВЭР при рассматриваемом перепаде давления на стенке $\sigma_{\text{эфф}} \sim 106$ МПа.

Из табл. 1 следует, что предел текучести, равный или меньший этого напряжения, соответствует температуре ~ 1030 К. То есть для разрыва трубки ПГ необходим ее разогрев свыше 1030 К.

Разогрев трубок ПГ до высоких температур возможен при выполнении двух условий: 1) сохранение достаточно интенсивной циркуляции перегретой парогазовой смеси по трубкам и 2) существенное ухудшение теплоотвода ко второму контуру.

Второе условие разогрева трубок реализуется в случае осушения ПГ и связано с упоминавшимся выше низким давлением во втором контуре. Реализация же первого условия возможна в двух вариантах.

Как показывают результаты численного моделирования, теплообменные трубки нагреваются достаточно интенсивно и могут быть разрушены примерно в одно время с горячими патрубками или соединительным трубопроводом, если в первом контуре сохраняется циркуляция перегретой парогазовой смеси по петлям ГЦТ. Это возможно при очищении гидрозатвора на одной из холодных ниток.

Однако в этой работе нас интересует ситуация, когда такая циркуляция отсутствует, то есть, когда все гидрозатворы холодных ниток заполнены водой. В этом случае горячая среда из активной зоны не может интенсивно циркулировать по петле через ПГ. С другой стороны, поскольку коллекторы и пакеты теплообменных труб ПГ характеризуются большой металлоемкостью, они длительное время служат эффективным стоком тепла. А поскольку ось ПГ находится выше верхнего края а.з., в горячей нитке между а.з. и ПГ возможно образование конвективной петли. Так, что горячая среда поступает в ПГ по верхней части горячей нитки, охлажденная в ПГ среда возвращается в реактор по нижней части горячей нитки.

Одномерные интегральные коды не позволяют рассчитать циркуляцию перегретой смеси между а.з. и ПГ, поэтому для проверки возможности и интенсивности такого механизма нагрева трубок ПГ требуется многомерное моделирование циркуляции в горячей нитке ГЦТ.

Таким образом, конечная цель исследования — проверить возможность прогрева теплообменных трубок ПГ ВВЭР до температур, при которых возможно их массовое разрушение на стадии осушения активной зоны в ходе тяжелой аварии, при условии, что парогенераторы полностью осушены, гидрозатворы холодных ниток заполнены, а оператор не предпринимает действий по снижению давления в первом контуре.

Еще одним важным аспектом данной задачи является определение температуры парогазовой смеси вблизи горячего патрубка и в месте врезки соединительного трубопровода КД в горячую нитку. Это необходимо для последующей оценки возможности более раннего разрыва границ горячей нитки по сравнению с разрывом теплообменных труб ПГ. В случае, если разрыв в этих местах происходит раньше, чем разрыв труб ПГ, первый контур разгружается за счет истечения среды под защитную оболочку, перепад давления на трубках ПГ падает, и они сохраняют целостность. Все продукты деления, таким образом, поступают под ЗО, а не выходят в окружающую среду — во всяком случае, до разрушения самой ЗО.

Можно выделить несколько аварийных сценариев, в которых реализуются описанные выше условия.

СЦЕНАРИЙ РАЗВИТИЯ ТА С ПОТЕНЦИАЛЬНОЙ КОНВЕКЦИЕЙ ПЕРЕГРЕТОЙ СРЕДЫ В ГОРЯЧЕЙ НИТКЕ ГЦТ

Осушение ПГ (потеря котловой воды во втором контуре ПГ) при сохранении герметичности первого контура может произойти в результате следующих сценариев аварии:

- гильотинный разрыв главного парового коллектора (ГПК) при дополнительном отказе (незакрытии) всей отсечной арматуры на паропроводах свежего пара всех парогенераторов;

- полное обесточивание энергоблока с незакрытием всех БРУ-А.

В обоих сценариях предполагается, что действия оператора по снижению давления в первом контуре по какой-то причине не предпринимаются. В этом случае все ПГ достаточно быстро выкипают за счет теплового потока от первого контура, в котором после срабатывания АЗ и останова ГЦНА на некоторое время, до осушения ПГ, устанавливается естественная циркуляции теплоносителя по петлям ГЦТ.

После осушения ПГ теряется основной механизм отвода остаточного тепловыделения в топливе, теплоноситель нагревается и расширяется, давление в первом контуре возрастает до уставки открытия контрольного ИПУ КД. Дальнейший отвод энергии от первого контура происходит за счет периодического сброса теплоносителя из КД, что приводит к постепенному снижению уровня воды в а.з. и к началу разогрева твэлов. Давление в первом контуре остается высоким в пределах уставок открытия и закрытия ИПУ КД, а.з. разогревается до ~ 2800 К, все ПГ по второму контуру осушены. Поэтому попадание на вход в трубный пучок перегретой парогазовой смеси из а.з. может вызвать массовое разрушение теплообменных труб ПГ.

Сценарий аварии с неизолируемым гильотинным разрывом ГПК был впервые рассмотрен в [23] применительно к РУ ВВЭР-1200/В-491. В этой работе на основе результатов численного моделирования аварии при помощи интегральной программы для ЭВМ (далее — “кода”) СОКРАТ было показано очищение гидрозатвора на одной из петель, восстановление циркуляции по петле, разогрев и массовое разрушение ТОТ ПГ и, в результате, байпасирование ЗО продуктами деления.

Сценарий полного обесточивания энергоблока с незакрытием БРУ-А рассматривается в рамках ВАБ-2 ВВЭР ТОИ и кратко описан в статье [24]. Несмотря на то, что в этом расчете, также выполненном при помощи СОКРАТ, гидрозатворы холодных ниток оставались заполнены водой, и поэтому происходил нагрев и разрыв соединительного трубопровода КД, альтернативный расчет с принудительным очищением гидрозатвора на одной из петель показал, что условия для разрыва теплообменных труб ПГ достигаются всего на 10 минут позже, чем условия для разрыва соединительного трубопровода. С учетом неизбежных неопределенностей расчета тяжелой аварии и малой разницы во времени разрыва ТОТ ПГ и соединительного трубопровода относительно абсолютного времени их разрыва (3,5 ч) полностью исключать возможность более раннего разрыва ТОТ ПГ нельзя.

В обеих упомянутых работах разогрев и разрушение ТОТ ПГ были связаны с очищением гидрозатвора в холодной нитке ГЦТ. Но остается нерешенным вопрос о возможности разогрева и разрыва ТОТ ПГ без очищения гидрозатвора.

Расчетная зависимость расхода на входе в горячую нитку от времени на стадии разрушения а.з., полученная в результате моделирования тяжелой аварии при помощи кода СОКРАТ, изображена на рис. 2. Изменение давления в горячей нитке во времени изображено на рис. 3. Максимумы расхода соответствуют открытию ИПУ КД и, соответственно, снижению давления в первом контуре. На стадии открытых ИПУ КД перегретый пар в ПГ не поступает, поскольку он направляется через соединительный трубопровод в КД и далее к ИПУ КД.

После очередного закрытия ИПУ КД из-за возникшего разрежения в КД относительно давления в а.з. происходит “подсасывание” пара из а.з. в горячую нитку петли с КД. Как видно из результатов расчета, интервал времени между последовательным закрытием и открытием ИПУ КД составляет 300–400 с. Именно на этой стадии возможно образование конвективного переноса между а.з. и ПГ, приводящее к нагреву ТОТ ПГ.

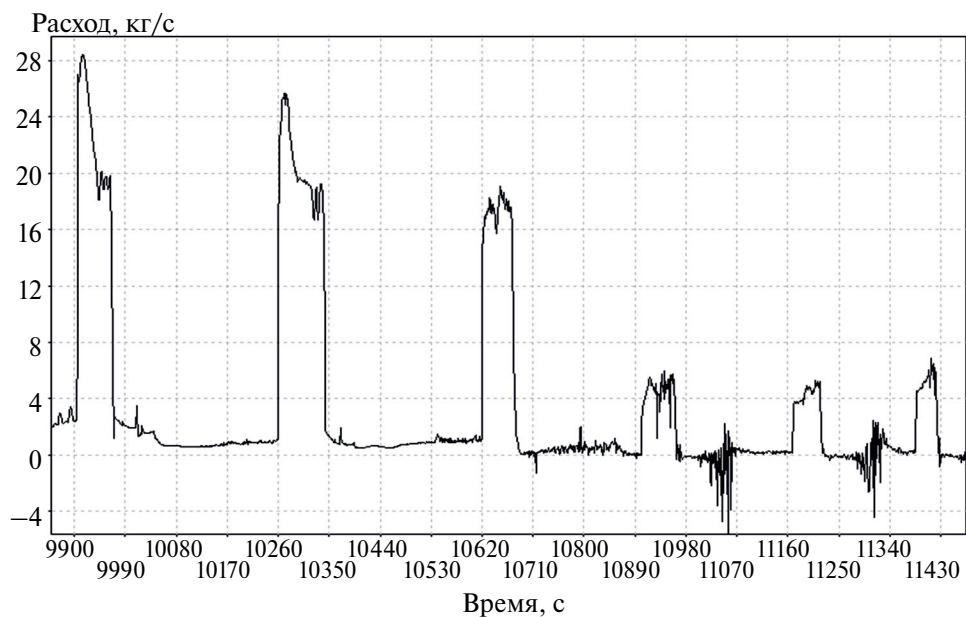


Рис. 2. Зависимость расхода на входе в горячую нитку от времени.

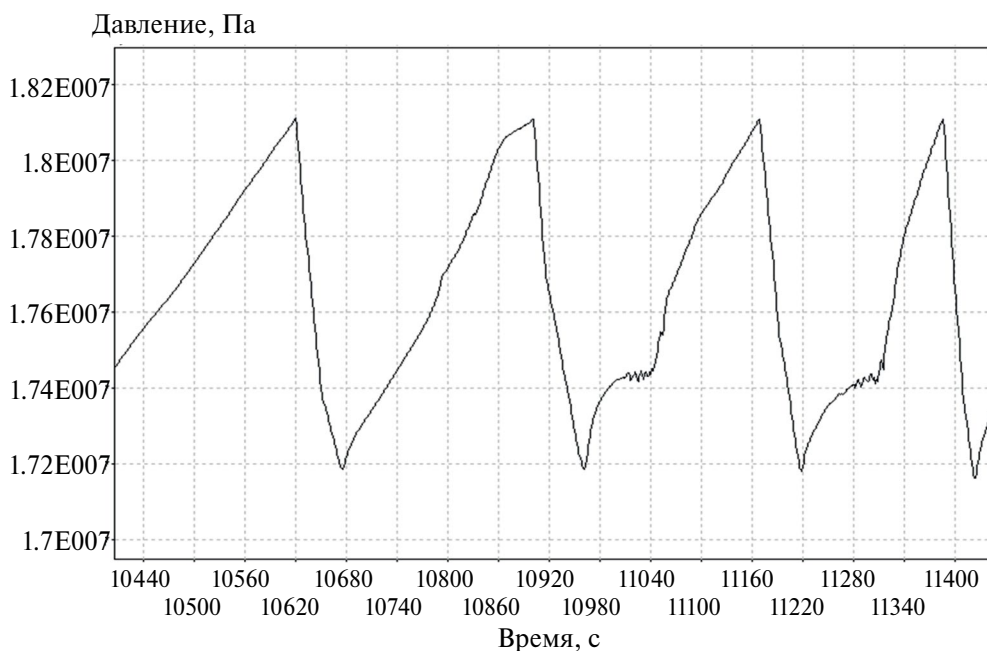


Рис. 3. Зависимость давления в горячей нитке от времени.

Поэтому в данной работе моделируется движение перегретого пара в горячей нитке в промежуток времени между закрытием ИПУ КД и его последующим открытием.

Учитывая, что толщина теплообменных трубок составляет всего 1.5 мм, а теплоотвод от них почти отсутствует, косвенным критерием разрушения трубок можно рассматривать температуру смеси, поступающей из горячего коллектора в трубки. Если теплообменные трубки ПГ в расчете по CFD коду явно не моделируются, свидетельством возможности их нагрева до потери прочности является превышение предельного значения температурой среды в горячем коллекторе. Поступление среды из горячего коллектора в трубки может происходить в результате колебаний расхода пара, которые возникают в коллекторных системах, или в результате локальных конвективных потоков по трубкам (возможность таких потоков может быть проверена также при помощи CFD моделирования).

В данной работе для расчетов конвекции между а.з. и ПГ использованы два CFD кода: OpenFOAM и STAR CCM+. Граничные условия для задания в CFD расчетах были получены из расчетов тяжелой аварии при помощи интегрального кода СОКРАТ/ВЗ.

3. РАСЧЕТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРИ ПОМОЩИ CFD-КОДОВ

3.1 Расчетная модель для расчетов по коду OpenFOAM

В качестве первой итерации был выполнен расчет конвекции в горячей нитке при помощи кода OpenFOAM с введением ряда упрощений. Цель расчета при помощи этой модели для OpenFOAM заключалась в проверке гипотезы об установлении устойчивой смешанной конвекции в горячей нитке, прилегающем соединительном трубопроводе и горячем коллекторе в течение периодов времени, когда клапан компенсатора давления закрыт, а гидрозатвор холодной нитки заполнен водой.

Геометрическая модель включает проточную часть горячей нитки ГЦТ, относящейся к петле с КД, и соединительного трубопровода КД (рис. 4). Внутренний диаметр главного циркуляционного трубопровода составляет 850 мм, внутренний

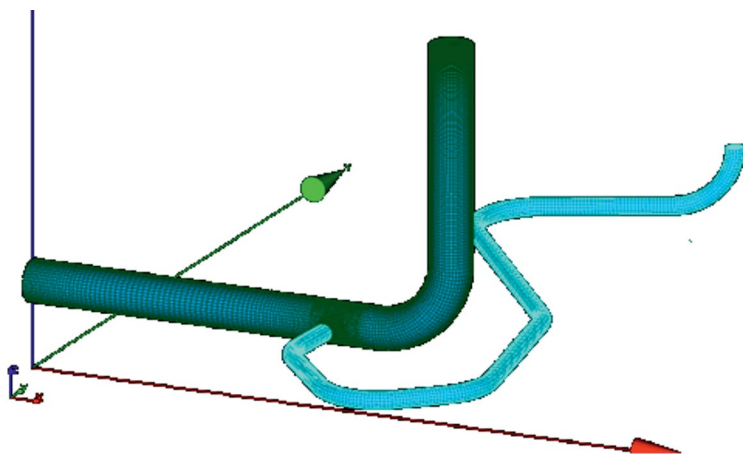


Рис. 4. Геометрия с наложенной расчетной сеткой.

диаметр соединительного трубопровода компенсатора давления – 346 мм. Длина трубопровода от выходного патрубка реактора до коллектора ПГ ~10 м, длина трубопровода от выходного патрубка реактора до врезки соединительного трубопровода ~7 м.

Стенки трубопроводов не моделируются. На внешней поверхности модели трубопроводов были заданы адиабатические условия теплообмена.

Корпус и гидравлический объем КД в модели также не учитываются и заменены граничным условием по давлению на срезе соединительного трубопровода. Гидравлическая часть соединительного трубопровода КД моделируется в явном виде, поскольку для оценки целостности соединительного трубопровода важно знать степень его разогрева в случае затекания в него парогазовой смеси.

Пакет теплообменных труб и холодный коллектор ПГ в данной модели явно не описываются. Проточная часть ПГ ограничена моделью горячего коллектора, которая упрощенно представлена вертикальным цилиндром с сечением, равным сечению горячей нитки.

Граничные условия на входе в горячую нитку (температура, состав и расход среды) и на выходе из соединительного трубопровода (давление) определены по результатам численного моделирования аварии при помощи кода СОКРАТ и соответствуют состоянию РУ через несколько минут после начала интенсивного окисления а.з. На входе в горячую нитку задан поток перегретого пара с расходом 1 кг/с при температуре 1400 К. Начальная температура пара в расчетной области задана равной 630 К. На поверхности области коллектора задано условие постоянной температуры 630 К. Давление в системе составляет 17.6 МПа.

Для моделирования турбулентности используется модель k-Omega SST и нестационарный решатель для турбулентного течения сжимаемой жидкости BuoyantPimpleFoam, относящийся к классу решателей, моделирующих теплоперенос.

При построении сетки соблюдено ограничение на размер элементов в пристеночной области: $y^+ < 10$ при заданном расходе 1 кг/с. Из условия $y^+ < 10$ получаем:

- в горячей нитке $y_{\text{гн}} < 4.4 \cdot 10^{-3}$ м;
- в соединительном трубопроводе $y_{\text{ст}} < 10^{-3}$ м.

Поэтому в построенной расчетной сетке расстояние от поверхности до первого расчетного узла составляет 1 мм. В пристенной области использованы гексаэдрические элементы, в остальной области – призматические и тетраэдрические элементы. Отношение размеров соседних ячеек не превышает 1.5.

Также были оценены значения числа Рейнольдса в моделируемых трубопроводах: в горячей нитке $Re_{\text{гн}} \approx 4 \cdot 10^4$; в соединительном трубопроводе $Re_{\text{ст}} \approx 8.8 \cdot 10^4$.

Общее количество элементов в расчетной сетке составило 292170, из них число элементов-гексаэдров – 150930, элементов-призм – 127901, элементов-тетраэдров – 13339.

3.2 Результаты расчетов по упрощенной модели при помощи кода OpenFOAM

С использованием упрощенной модели при помощи OpenFOAM был выполнен базовый расчет с расходом перегретого пара на входе в модель 1 кг/с и дополнительный расчет с расходом 2 кг/с. В результате была получена квазистационарная картина конвективного течения в горячей нитке и коллекторе ПГ, качественно

соответствующая результатам для аналогичной области РУ PWR (рис. 5). Согласно полученным результатам, перегретая среда из а.з. поступает в горячий коллектор ПГ по верхней части горячей нитки, частично охлаждается и по нижней части горячей нитки возвращается к выходному патрубку реактора, где подмешивается к поступающей перегретой среде. В окрестности соединительного трубопровода наблюдается перемешивание прямого и обратного токов среды.

Согласно результатам расчетов, квазистационарное поле скоростей и температур установилось через 300–450 с.

На рис. 6 показаны зависимости температуры среды от времени в точке, расположенной в центре горячего коллектора. В расчете с расходом подачи 1 кг/с стационарное значение температуры составило 929 К, а при расходе 2 кг/с температура выросла до 1010 К.

Таким образом, предварительные расчеты при помощи OpenFOAM показали:

- в ТА с плотным первым контуром в горячей нитке петли с КД устанавливается циркуляция перегретого пара, способная переносить тепло из а.з. в ПГ;
- время установления квазистационарного состояния составляет 300–450 с и сопоставимо с интервалом времени, в течение которого ИПУ КД закрыт;
- температура среды внутри горячего коллектора (и потенциально на входе в ТОТ ПГ) достигает 930–1010 К, что при попадании среды в ТОТ ПГ может вызвать их разрыв и байпасирование ЗО.

Для уточнения полученных результатов на следующем этапе работ были выполнены расчеты по коду STAR CCM+ с использованием более реалистичной расчетной модели.

3.3 Расчетная модель для расчетов по коду STAR CCM+

С целью проверки и уточнения полученных результатов была разработана модель исследуемой области для кода STAR CCM+ (рис. 7). По сравнению с моделью для

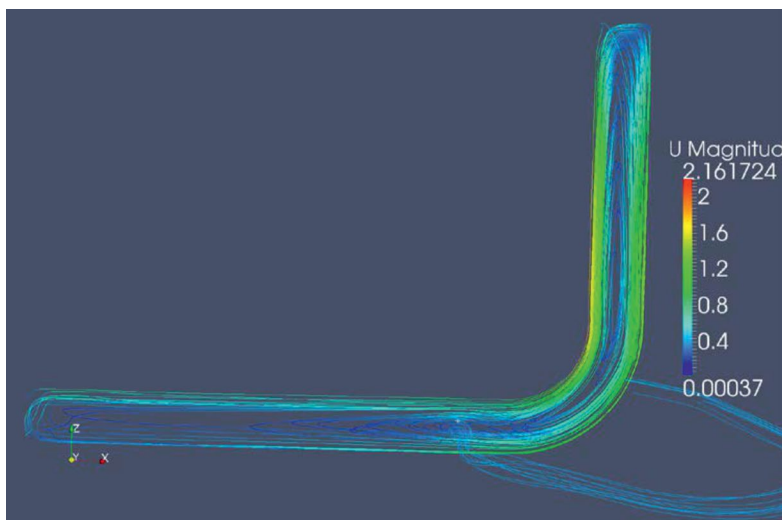


Рис. 5. Линии тока в стационарном режиме.

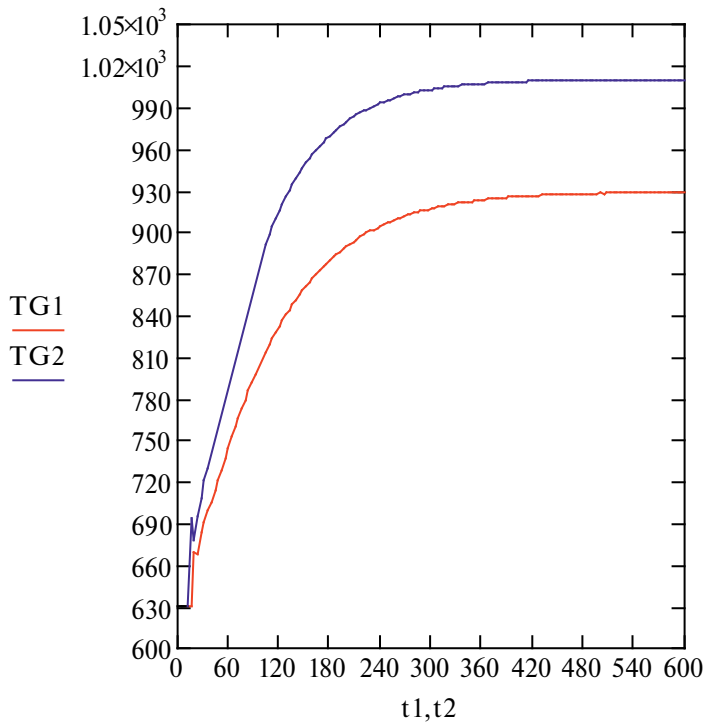


Рис. 6. Изменение температуры пара в центре коллектора при расходах на входе в горячую нитку 1 и 2 кг/с.

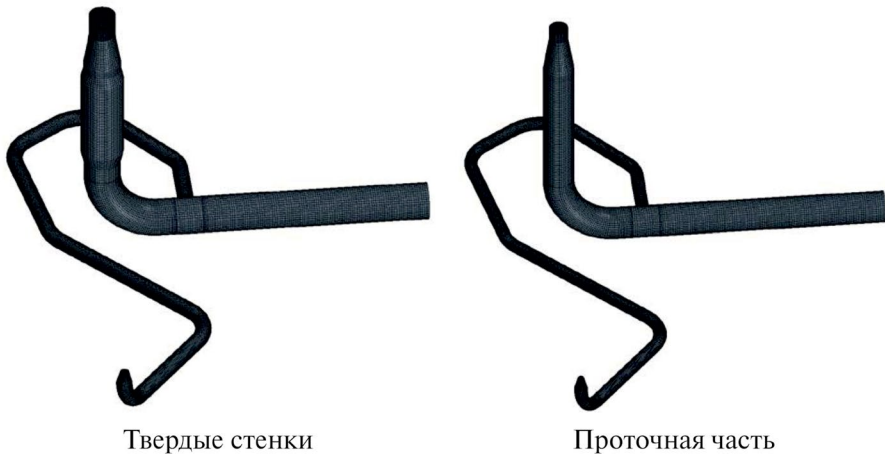


Рис. 7. Расчетная сетка области для кода STAR CCM+.

OpenFOAM расчетная область для STAR CCM+ была усовершенствована следующим образом:

- учтена проектная геометрия проточной части горячего коллектора ПГ;
- включен металл трубопроводов и коллекторов.

Для адекватного моделирования пограничных слоев со стороны газообразной среды, а также разогрева поверхностных слоев металла при нестационарном процессе в расчетной сетке предусмотрено сгущение по направлению к границе раздела между жидкостью и стенкой. Расчетная сетка состоит из 1 128 064 гексаэдрических ячеек. Из них 751 576 приходится на проточную часть, а 376 488 — на твердые тела.

Как и в расчете по OpenFOAM, в качестве граничных условий на входе в горячую нитку задан расход перегретого пара 1 кг/с с температурой 1400 К. На наружных стенках заданы адиабатические условия теплообмена. Давление на срезе соединительного трубопровода составляет 17.6 МПа. В начальный момент времени среда в системе неподвижна и имеет температуру 630 К. Начальная температура трубопроводов также задана равной 630 К.

Свойства перегретого пара получены из базы данных NIST для диапазона температур от 630 К до 2000 К. Принято, что плотность, динамическая вязкость, теплопроводность и теплоемкость перегретого пара зависят от температуры и не зависят от давления.

Свойства металла трубопроводов и коллекторов приняты постоянными и не зависящими от температуры:

- плотность 7920 кг/м³;
- теплоемкость 538 Дж/(кг·К);
- теплопроводность 21 Вт/(м·К).

В разработанной модели течение сжимаемого газа описывается уравнениями движения (уравнения Навье-Стокса, осредненные по Рейнольдсу), уравнением неразрывности и уравнением энергии. Используется kw-SST модель турбулентности. Для металла коллекторов решается уравнение теплопроводности.

С использованием модели был выполнен нестационарный расчет в течение 2500 с реального времени с шагом 0.05 с.

3.4 Результаты расчетов по коду STAR CCM+

На рис. 8 показано распределение температуры в сечении расчетной области по состоянию на 2500 с. Как видно из рис. 9, картина течения качественно подобна результатам, полученным по коду OpenFOAM.

На рис. 8 обозначены две линии “а” и “б”, соответственно вблизи горячего патрубка и в центре коллектора. Вдоль этих линий на рис. 10 и 11 показано распределение температуры. Из этих результатов следует, что максимальная установившаяся температура пара в центре коллектора в пристенной области составляет 920–940 К, а максимальная температура пара по всей этой области не превышает 980 К. В основном этот результат подтверждает результаты, полученные по OpenFOAM.

Однако следует учесть, что время установления стационарного состояния в расчетах по STAR CCM+ (2500 с) оказалось много больше, чем в расчетах по OpenFOAM (300–450 с). Это объясняется учетом теплообмена с металлом трубопроводов. На рис. 12 изображены зависимости от времени для температуры пара в точке, расположенной в центре коллектора ПГ, полученные при различных допущениях. Расчет, воспроизводящий условия в расчете OpenFOAM (неучет теплообмена с трубопроводами и допущение идеального газа), достаточно близко описывает результаты,

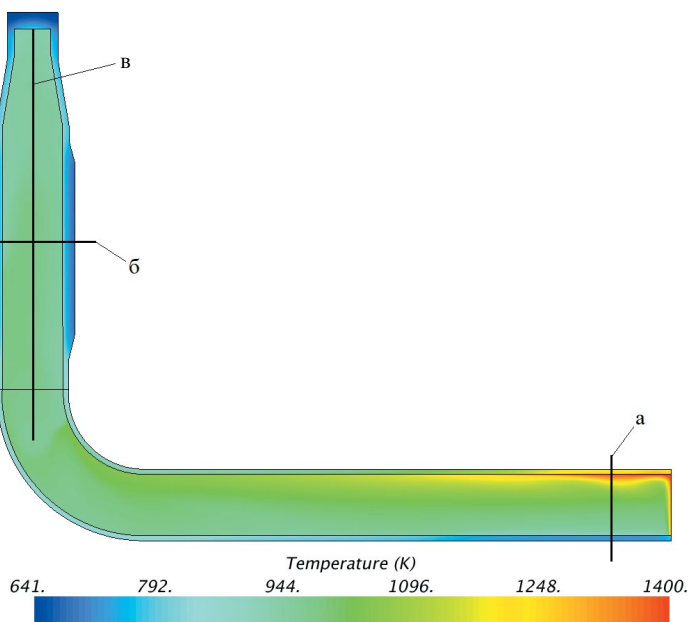


Рис. 8. Температура в сечении расчетной области (2500 с расчета).

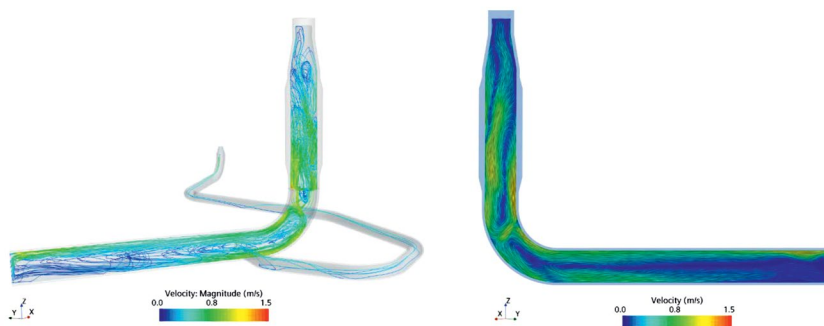


Рис. 9. Линии тока и вектора скорости (2500 с расчета).

полученные при помощи OpenFOAM. Однако внедрение в модель свойств пара из базы данных NIST и учет металла трубопроводов существенно увеличивает время выхода на стационар. При этом на первых 200 секундах расчета основной вклад в замедление скорости разогрева среды в центре коллектора вносит использование реальных свойств пара, а теплообмен с металлом начинает сказываться позже.

Зависимость средней температуры металла коллектора ПГ от времени показана на рис. 13. Видно, что прогрев стенки коллектора ПГ происходит очень медленно.

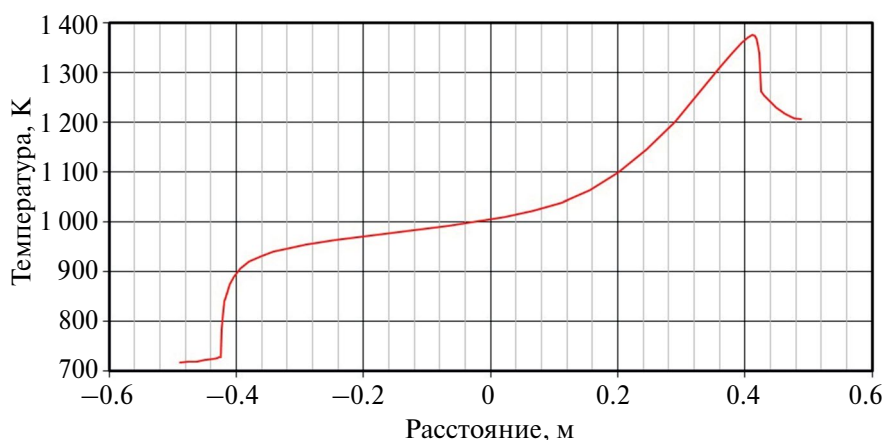


Рис. 10. Профиль температуры вдоль линии “а” (2500 с расчета).

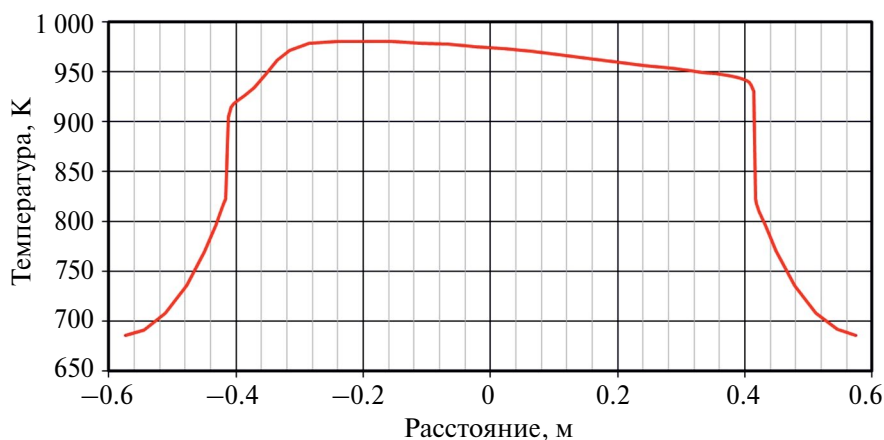


Рис. 11. Профиль температуры вдоль линии “б” (2500 с расчета).

Таким образом, в результате проведенных расчетов показано, что с учетом времени между закрытием и открытием ИПУ КД 300–400 с описание перегретого пара как идеального газа в данной задаче недопустимо, а учет теплообмена со стенками снижает максимальную температуру пара в горячем коллекторе на 50–100 К. На фазе закрытого ИПУ КД стационарная конвекция между а.з. и горячим коллектором установиться не успевает, а максимальная температура пара в центре коллектора с учетом осцилляций не превышает 1000 К (рис. 14).

ПЕРСПЕКТИВЫ ДАЛЬНЕЙШИХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Полученные результаты следует рассматривать как предварительные. Расчеты выполнены с рядом существенных допущений и требуют подтверждения дополнительными исследованиями.

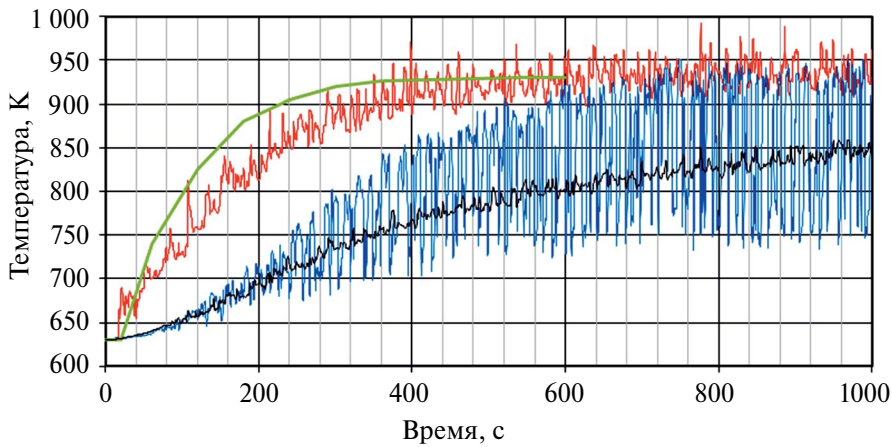


Рис. 12. Изменение температуры пара в центре коллектора ПГ в расчете по STAR CCM+. зеленая линия — расчеты по OpenFoam, красная линия — расчеты по STAR CCM+ в допущении идеального газа, синяя линия — расчеты по STAR CCM+ с использованием свойств NIST, черная линия — с использованием свойств NIST и с учетом металла коллекторов.

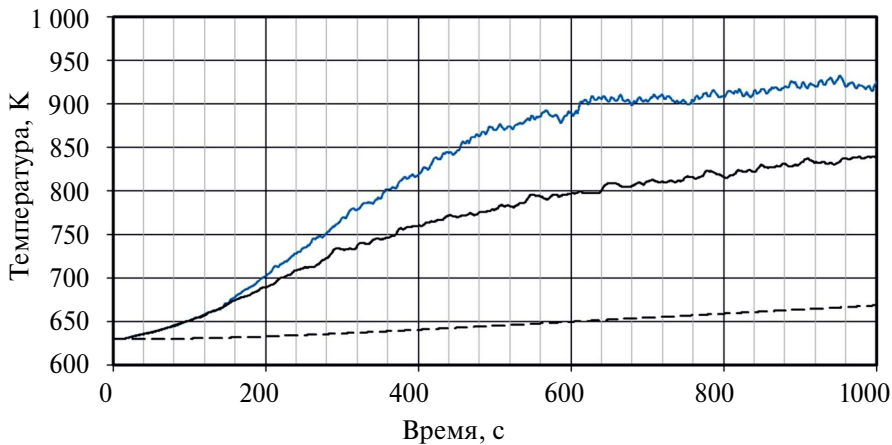


Рис. 13. Изменение температуры пара в центре коллектора ПГ и температуры металла коллектора ПГ в расчете по STAR CCM+. синяя линия — температура пара, свойства NIST, черная линия — температура пара, свойства NIST с учетом металла коллекторов, пунктирная линия — температура металла коллектора.

В частности, необходимо дополнить расчетную модель областью сборной камеры реактора с тем, чтобы учесть перемешивание прямого горячего потока из а.з. и возвратного охлажденного потока из ПГ не в области горячего патрубка, а в области между шахтой и стенкой корпуса реактора.

Также следует добавить в модель пучок теплообменных труб ПГ и холодный коллектор, чтобы оценить возможность и интенсивность циркуляции перегретого пара



Рис. 14. Профиль температуры вдоль линии “в” — оси коллектора (2500 с расчета).

между коллекторами по трубкам. Это позволит более реалистично оценить скорость нагрева теплообменных труб ПГ.

В исследованиях конвективного переноса в горячей нитке РУ PWR отмечалась существенная роль теплообмена излучением между перегретым паром и стенками трубопроводов. В представленной работе для ВВЭР этот механизм теплообмена не рассматривался, поэтому его учет в будущих расчетах также необходим.

Как показывают результаты расчетов по СОКРАТ/ВЗ, на рассматриваемой стадии аварии происходит окисление материалов активной зоны, поэтому в составе среды на входе в горячую нитку должен присутствовать водород. Поскольку водород обладает большей теплоемкостью по сравнению с паром, его учет может повлиять на развитие конвекции в горячей нитке и поэтому необходим в дальнейших расчетах.

В данной работе были использованы инженерные оценки прочности. В частности, не учитывался процесс высокотемпературной ползучести, который может привести к разрыву трубок ПГ при более низких температурах, чем разрыв вследствие превышения предела текучести.

Наконец, в выполненных расчетах основное внимание было уделено возможности разрыва теплообменных трубок ПГ. Однако, как показывают полученные результаты, циркуляция горячей среды по горячей нитке приводит также и к существенному нагреву зоны горячего патрубка, а затекание, хоть и незначительное, горячей среды в соединительный трубопровод КД может вызвать нагрев области врезки этого трубопровода в горячую нику. Исследование возможности разрыва границ первого контура до ПГ также важно, поскольку такой разрыв исключает возможность байпасирования защитной оболочки, а тяжелая авария идет совсем по другому сценарию (все радиоактивные вещества поступают под защитную оболочку).

Поскольку расчеты тяжелой аварии при помощи СОКРАТ/ВЗ сопряжены с неопределенностями, граничные условия, используемые для CFD моделей, также характеризуются неопределенностью. С целью анализа чувствительности температуры теплообменных трубок ПГ к граничным условиям необходима оценка неопределенности результатов расчетов по СОКРАТ/ВЗ.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе развития тяжелых аварий с плотным первым контуром и осушенными парогенераторами может произойти массовый высокотемпературный разрыв теплообменных труб ПГ. Образующаяся течь из первого контура во второй приводит к байпасированию защитной оболочки реакторной установки радиоактивными веществами и формированию раннего большого радиоактивного выброса в окружающую среду через паросбросные устройства. Одним из механизмов, определяющих разогрев теплообменных труб ПГ до температур, при которых материал труб катастрофически теряет прочность, является конвективный перенос тепла из активной зоны в ПГ.

В случае заполненных гидрозатворов на холодных нитках ГЦТ конвекция парогазовой смеси по петле невозможна, но возможно образование конвекции по горячей нитке между сборной камерой реактора и коллекторами ПГ. Возможность установления такой конвекции широко исследовалась с конца 1980-х годов в США, что обусловлено особенностями конструкции РУ PWR проектов Вестингауз и Дженорал электрик. Вертикальная компоновка теплообменных труб ПГ создает большой перепад высот между источником (сборная камера реактора) и стоком (ПГ) тепла. В РУ ВВЭР этот перепад высот меньше из-за использования горизонтальных парогенераторов, поэтому ожидаемая интенсивность конвекции ниже. То есть скорость разогрева теплообменных труб ПГ до высоких температур должна быть меньше, как и опасность их разрыва. Тем не менее для ВВЭР это предположение численно ранее не проверялось.

Для оценки возможности и времени установления конвекции между активной зоной и ПГ в горячей нитке РУ ВВЭР в данной работе была выполнена серия расчетов при помощи CFD кодов. Начальные и граничные условия для расчетов были определены по результатам численного моделирования представительной тяжелой аварии при помощи интегрального кода СОКРАТ/ВЗ.

Результаты расчетов показали, что время установления квазистационарной циркуляции перегретого пара в горячей нитке (2500 с) значительно превышает интервал времени между закрытием и открытием ИПУ КД (300–450 с). То есть стационарная конвекция горячей среды из а.з. не успевает установиться на фазе закрытых ИПУ КД и разрушается после очередного открытия ИПУ КД. Открытие ИПУ КД и сброс среды из первого контура приводит к поступлению в трубки ПГ холодного насыщенного пара из гидрозатворов холодных ниток.

Тем не менее на фазе закрытых ИПУ КД наблюдается выраженный конвективный перенос тепла из реактора в горячий коллектор, который приводит к повышению температуры в центре коллектора с 630 К до максимального значения 830 К.

В предположении, что разрыв теплообменных труб ПГ происходит в результате превышения предела текучести стали 08X18H10T, показано, что даже в случае мгновенного разогрева теплообменных трубок ПГ до максимальной температуры перегретого пара в горячем коллекторе (830 К) условие разрыва трубок не достигается.

Таким образом, выполненные расчетные исследования показали недостаточную интенсивность конвективного переноса тепла из активной зоны в ПГ при заполненных гидрозатворах холодных ниток и, следовательно, отсутствие риска разрыва теплообменных труб ПГ и байпасирования защитной оболочки РУ радиоактивными веществами.

Следует отметить, что данные выводы являются предварительными и требуют подтверждения дополнительными исследованиями, поскольку расчеты были выполнены с рядом существенных допущений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Bayless P.D.* Analysis of natural circulation during a Surry station blackout using SCDAP/RELAP5, NUREG/CR-5214 (EGG-2547), EC&G Idaho Inc., September 1988.
2. *Domanus H.M. and Sha W.T.* Analysis of Natural-Convection Phenomena in a 3-Loop PWR During a TMLB' Transient using the COMMIX code, NUREG/CR-5070, ANL-87-54, Argonne National Laboratory, January 1988.
3. *Di Marzo M., Salehi M.A., Almenas K.* Primary system transient heating in a severe accident scenario, Scientia Iranica, Vol.2, No.1, Sharif University of Technology, March 1995.
4. *Stewart W.A. et al.* Natural Circulation Experiments for PWR Degraded Core Accidents, EPRI Report NP-6324-D, Westinghouse Electric Corporation, 1989.
5. *Stewart W.A. et al.*, Natural Circulation Experiments for PWR High Pressure Accidents, EPRI Project No. RP2177-5 Final Report, Westinghouse Electric Corporation, July 1992.
6. *Martinez G.M., et. al.* Independent review of SCDAP/RELAP5 Natural Circulation Calculations, SAND91-2089, Sandia National Laboratories, Jan. 1994.
7. *Park Jae Hong et al.* PWR Hot Leg Natural Circulation Modeling with MELCOR Code, Proc. of the Korean Nuclear Society Autumn Meet., Taegu, Korea, October 1997.
8. *Knudson D.L., Ghan L.S., and Dobbe C.A.* SCDAP/RELAP5 Evaluation Of The Potential For Steam Generator Tube Ruptures As A Result Of Severe Accidents In Operating Pressurized Water Reactors, INEEL/EXT-98-00286, Revision 1, INEEL, September 1998
9. *Bayless R.D., et al.* Severe Accident Natural Circulation Studies at the INEL, NUREG/CR-6285 INEL-94/0016, Idaho National Engineering Laboratory, 1995.
10. Risk Assessment of Severe Accident-Induced Steam Generator Tube Rupture, SGTR Severe Accident Working Group, NUREG-1570, U.S. NRC, March 1998.
11. *Boyd C.F., Hardesty K.* CFD Analysis of 1/7th Scale Steam Generator Inlet Plenum Mixing During a PWR Severe Accident, NUREG-1781, U.S. NRC, 2003.
12. *Boyd C.F., Helton D.M., et Hardesty K.* CFD Analysis of Full-Scale Steam Generator Inlet Plenum Mixing During a PWR Severe Accident, NUREG-1788, U.S. NRC, 2004.
13. *Boyd C.F. and Armstrong K.W.* Computational Fluid Dynamics Analysis of Natural Circulation Flows in a Pressurized-Water Reactor Loop under Severe Accident Conditions, NUREG-1922, U.S. NRC, March 2010.
14. *Boyd C.* CFD Prediction of Severe Accident Natural Circulation Flows in a Combustion Engineering Pressurized-Water Reactor Loop, ADAMS Accession No. ML16068A170, International Topical Meeting on Advances in Thermal Hydraulics 2016, New Orleans, LA, June 2016.
15. Steam Generator Tube Integrity Risk Assessment, Volume 1: General Methodology, Revision 1 to TR-107623-V1, Final Report, EPRI, Palo Alto, March 2002.
16. *Sancaktar S., et al.* Consequential SGTR Analysis for Westinghouse and Combustion Engineering Plants with Thermally Treated Alloy 600 and 690 Steam Generator Tubes, NUREG-2195, U.S. NRC, May 2018.

17. *Choi Dae Kyung, et al.* Numerical Study of Natural Circulation Flow in Reactor Coolant System during a Severe Accident, Science and Technology of Nuclear Installations, Volume 2022, Article ID 4531040, <https://doi.org/10.1155/2022/4531040>.
18. *Kang Hyung Seok, et al.* CFD Analysis for a Westinghouse Natural Circulation Experiment during Severe Accidents, Transactions of the Korean Nuclear Society Virtual Spring Meeting, July 9–10, 2020.
19. *Kim Sung Il, et al.* Analysis of steam generator tube rupture accident for OPR 1000 nuclear power plant, Nuclear Engineering and Design, Volume 382, 2021, 111403, <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2021.111403>.
20. High-temperature characteristics of stainless steels, American Iron and Steel Institute, Designer's Handbook series No. 9004, 2020.
21. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок ПНАЭ Г-7-002-86, М.: Энергоатомиздат, 1989 г.
22. *Окопный Ю.А., Радин В.П., Чирков В.П.* Механика материалов и конструкций. М: Машиностроение, 2001.
23. *Долганов К.С., Томащук Д.Ю., Киселев А.Е., Капустин А.В.* Анализ возможности массового разрушения теплообменных труб ПГ при тяжелых авариях на РУ ВВЭР-1200/491, ИБРАЭ РАН, Москва.
24. *Morozov V.B., Kiselev A.E., Kiselev A.A., Dolganov K.S., Tomashchik D.Yu., and Krasnoperov S.N.* Issues of Safety Assessment of New Russian NPP Projects in View of Current Requirements for the Probability of a Large Release, Nuclear Technology, 207:2, 204–216, 2021 DOI:

Numerical Study of Convective Heat Transfer Between Core and Steam Generator in Severe Accident with Loss of Heat Removal to Secondary Side of VVER Reactors

K. S. Dolganov^{a,*}, A. A. Krutikov^b, A. V. Nikolaeva^b

^a*Nuclear Safety Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia*

^b*OKB "Gidropress", Podolsk, Russia*

^{*}*e-mail: dolganov@ibrae.ac.ru*

The article discusses the possibility of overheating and failure of heat exchanging tubes in VVER steam generators in the course of severe accidents. The importance of this phenomenon is due to the risk of bypassing the containment by radioactive substances. Natural convection of superheated steam in the hot leg of the main circulation loop is considered as the major mechanism for heat transfer from the core to steam generators. To model convective flows and steam temperature distribution in a system, three-dimensional CFD codes are used. The simulation results demonstrate that the intensity of convective heat transfer from reactor to hot collector of steam generator is insufficient for significant heating and catastrophic degradation of strength of the heat exchange tubes material.

Keywords: convection, simulation, severe accident, steam generator, CFD, VVER, SOCRAT