Экспериментальное исследование теплофизических процессов при работе пассивных систем безопасности ВВЭР

Морозов А. В., Калякин Д. С.

АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, sas@ippe.ru

Аннотация

Представлены результаты экспериментального исследования теплогидравлических процессов при работе пассивных систем безопасности реакторных установок ВВЭР нового поколения. Эксперименты выполнены на модельных экспериментальных стендах, сооруженных в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ». Изучены процессы взаимодействия встречных потоков насыщенного пара и холодной воды в вертикальном паропроводе дополнительной системы пассивного залива активной зоны из гидроемкостей второй ступени. Исследованы особенности процесса неразвитого кипения жидкости на одиночной горизонтальной трубе, обогреваемой паром и парогазовой смесью, характерного для конденсационного режима работы парогенератора ВВЭР.

Ключевые слова: ВВЭР, пассивные системы, вертикальная заглушенная труба, горизонтальная трубка, конденсация, кипение.

Введение

В Российской Федерации на площадке Нововоронежской АЭС сооружен и эксплуатируется первый энергоблок, выполненный по проекту «АЭС-2006» с реакторной установкой ВВЭР-1200. Кроме того, основные решения по безопасности используются на АЭС «Куданкулам», два энергоблока которой эксплуатируются в Индии [1]. На площадке Курской АЭС-2 в апреле 2018 года начато сооружение головного энергоблока «ВВЭР-ТОИ». Главной особенностью современных проектов АЭС с ВВЭР является использование дополнительных пассивных систем безопасности в сочетании с активными традиционными системами. К числу пассивных систем безопасности, использованных в проектах «АЭС-2006» и ВВЭР-ТОИ, относятся: система пассивного залива активной зоны из гидроемкостей второй ступени (система ГЕ-2) и система пассивного отвода остаточных тепловыделений (СПОТ).

Система ГЕ-2 предназначена для пассивной подачи раствора борной кислоты в активную зону реактора с целью отвода остаточных тепловыделений в условиях полной потери источников электроснабжения, включая дизель-генераторы, и течах первого контура РУ [2]. ДСПЗАЗ состоит из четырех групп гидроаккумулирующих емкостей (по две емкости объемом 120 м³ в каждой) с раствором борной кислоты, находящихся под атмосферным давлением. В верхней части гидроемкости второй ступени подключены к «холодным» ниткам главных циркуляционных трубопроводов в зоне непосредственной их близости к коллекторам парогенератора (ПГ). При возникновении аварийной ситуации с потерей теплоносителя первого контура и падении давления в главном циркуляционном контуре (ГЦК) до 1,5 МПа клапаны открываются и, после опорожнения парового трубопровода, в верхнюю часть гидроемкостей начинает поступать насыщенный пар под давлением соответствующим давлению в реакторной установке. По линии слива гидроемкости второй ступени подключены через обратные клапаны к трубопроводам подсоединения к реактору гидроемкостей первой ступени в неотключаемой от первого контура части.

В состав систем безопасности также входит система пассивного отвода тепла (СПОТ). СПОТ состоит из четырёх независимых каналов, по одному на каждый парогенератор [3]. Каждый канал включает в себя два теплообменника-конденсатора, охлаждаемых атмосферным воздухом, трубопроводы паро-конденсатного тракта и воздуховоды с затворами и регулятором. При авариях с разрывом главного циркуляционного трубопровода система пассивного отвода тепла обеспечивает перевод горизонтальных парогенераторов на работу в режиме конденсации пара первого контура, поступающего в трубчатку ПГ из активной зоны, тем самым обеспечивая подпитку активной зоны. В результате конденсации в трубчатке ПГ пара первого контура происходит нагрев воды второго контура до температуры насыщения с генерацией пара. За счёт естественной циркуляции в паро-конденсатном тракте СПОТ пар поступает в воздушные теплообменники, установленные на наружной поверхности защитной оболочки. Пар конденсируется, отдавая тепло окружающему воздуху, и конденсат поступает обратно в межтрубное пространство ПГ. Для обоснования проектных функций и работоспособности пассивных систем охлаждения активной зоны РУ ВВЭР в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» было организовано выполнение программы экспериментальных исследований на крупномасштабных стендах. Проведенные эксперименты позволили обосновать работоспособность системы ГЕ-2 [4, 5], а также исследовать работу парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме [6, 7].

В то же время проведенный анализ показал, что работа пассивных систем сопряжена с наличием в элементах основного оборудования АЭС малоисследованных теплогидравлических процессов. К их числу относятся процесс излива недогретой жидкости во встречный поток насыщенного пара при запуске системы ГЕ-2 и процесс теплопередачи от конденсирующегося в горизонтальных трубах насыщенного пара и парогазовой смеси к кипящей воде (это имеет место при работе парогенератора в конденсационном режиме).

Детальные исследования теплогидравлических процессов при работе пассивных систем целесообразно проводить на установках меньшего масштаба, более гибких с точки зрения расширения диапазона исследуемых параметров и позволяющих осуществить более тщательное их оснащение измерительными приборами.

Исследование процессов истечения воды во встречный поток пара при запуске системы пассивного залива активной зоны ГЕ-2

Несмотря на принципиальную простоту гидравлической схемы системы ГЕ-2, возникающие при запуске процессы нестационарного взаимодействия пара и недогретой воды в системе «первый контур РУ – система ГЕ-2» способны на начальном этапе работы оказать существенное негативное влияние на работоспособность системы пассивного залива. Одним из факторов, оказывающих влияние на время выхода системы пассивного залива на проектный расход, является взаимодействие пара и недогретой воды на вертикальных участках паровой линии, соединяющей реактор с верхней частью гидроемкостей. Причем, данное взаимодействие происходит в заглушенной сверху вертикальной трубе, так как в роли верхней заглушки выступает полностью заполненная водой гидроемкость.

Обзор литературных источников показал, что подобные процессы истечения недогретой воды во встречный поток пара в вертикальной заглушенной трубе в публикациях не рассмотрены. Противоточное течение пара и жидкости в основном рассматривается в литературе с точки зрения изучения явления «захлебывания» (flooding), возникающего при определенном соотношении между расходами подъемного парового потока и опускного потока кипящей воды $(T = T_s)$ [8]. Взаимодействие в трубах недогретой воды и пара исследовано применительно к процессам конденсационных гидроударов, имеющих место при поступлении в трубопроводы, заполненные паром, холодной воды [9]. Авторам известна только одна работа [10], в которой исследовано истечение жидкости из заглушенных сверху объемов (бутылок) в атмосферный воздух.

Для выяснения характера процессов истечения недогретой воды во встречный поток пара в вертикальной заглушенной трубе в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» были проведены экспериментальные исследования [11]. Проведенные эксперименты показали, что процесс истечения недогретой воды во встречный поток пара в вертикальной заглушенной сверху трубе существенно отличается от опорожнения заглушенных труб в воздух, когда основным механизмом опорожнения трубы в воздух является замещение объемов жидкости пузырями барботируемого газа на нижнем срезе трубы.

В случае истечения в пар из-за глубокого недогрева и отсутствия искусственных центров образования пузырей (дырчатый лист) процессы сквозного барботажа становятся невозможными, в связи с чем, характер истечения значительно меняется. Результаты проведенных экспериментальных исследований позволили выявить следующие характерные черты механизма опорожнения заглушенных труб во встречный поток пара [12]:

– из-за интенсивной конденсации пар не доходит до верха трубы с образованием там уровня, то есть происходит «зависание» водяного столба у верхней крышки рабочего участка;

 в трубе образуется ярко выраженная граница раздела фаз «пар – жидкость», движущаяся вверх по мере опорожнения;

 опорожнение трубы происходит двумя путями: за счет формирования и свободного отрыва объемов жидкости с «зеркала» воды и удаления части жидкости вместе со стекающей по стенке пленкой конденсата.



Рис. 1. Технологическая схема экспериментальной установки

Опыты по исследованию процессов истечения воды были проведены на рабочем участке Ду25 при давлениях 0,5 и 1,5 МПа, а также на рабочих участках Ду50 и Ду100 при давлении 0,5 МПа [12]. Таким образом, остался неисследованным режим с окончательными проектными параметрами дополнительной системы пассивного залива режим: излив из трубопровода Ду100 во встречный поток насыщенного пара при давлении 1,5 МПа. Для его изучения была создана экспериментальная установка (ЭУ), технологическая схема которой представлена на рис. 1.

Стенд состоял из контура рабочего участка и системы подготовки пара заданных параметров, которая включала в себя линии подвода охлаждающей воды и пара, с запорно-отсечной арматурой, а также смеситель с сепаратором. Рабочий участок РУ-1000/98, изображенный на рис. 2, представлял собой заглушенную трубу из нержавеющей стали диаметром 102×2 мм и высотой 1010 мм. В нижней точке рабочего участка находилась приемная емкость, в которую сливался конденсат. Рабочий участок был оснащен шестью термопарными гребенками, которые регистрировали прохождение фронта раздела фаз «пар – жидкость», а также температурные поля в паровом объеме. Каждая гребенка состояла из шести кабельных термопар с наружным диаметром защитный оболочки 0,8 мм (погрешность измерения $\pm 1,0$ °C), жестко закрепленных на несущем стержне диаметром 3 мм, предназначенных для измерения профиля температуры по радиусу трубы. В верхней части был расположен патрубок с вентилем для заполнения водой и установлен датчик давления Метран-100-ДИ для измерения давления (основная погрешность прибора $\pm 0,25$ %). Использованные датчики и вторичные приборы подключались к компьютерной системе автоматизированного измерения и сбора основных параметров ЭУ.

Проведение экспериментов начиналось с подготовки пара заданных параметров. До начала эксперимента полученный пар стравливался в атмосферу, полученный конденсат сливался в дренаж. Параллельно с подготовкой пара шло заполнение дистиллированной водой рабочего участка. Средняя температура воды в рабочем участке в исходном состоянии равнялась ~30 °C, то есть величина ее недогрева составляла ~170 °C. После завершения подготовительных процедур включалась система записи данных и открытием шарового крана в нижней части рабочего участка начинался эксперимент.



Рис. 2. Рабочий участок РУ-1000/98

Главной исследуемой гидродинамической характеристикой истечения недогретой воды во встречный поток пара явилось изменение давления в верхней точке рабочего участка в процессе опорожнения, приведенное на рис. 3.

Из рис. З видно, что при открытии шарового крана происходит резкий скачок давления в рабочем участке до уровня ~0,91 P_s , затем наблюдается его падение до уровня 0,8 P_s , вызванное началом конденсации пара на истекающей холодной жидкости. В момент времени $\tau = 2,0$ с давление начинает расти, что свидетельствует о превышении расхода, поступающего в рабочий участок пара его убыли при конденсации (на стенке трубы, «зеркале» свободной поверхности и падающей жидкости). В дальнейшем, с момента времени $\tau = 4,0$ с наблюдается повышение давления до уровня P_s , которое достигается при $\tau = 22,0$ с. Это время и было принято за момент опорожнения трубы. Средняя скорость истечения составила 47,4·10⁻³ м/с.

Дополнительная информация о процессе истечения была получена при измерении полей температур внутри рабочего участка. На рис. 4 приведена запись показаний термопар в центре трубы в ходе эксперимента.



Рис. 3. Изменение относительного давления в верхней точке рабочего участка при истечении воды во встречный поток пара





Из рис. 4 видно, что в эксперименте наблюдался последовательный рост показаний термопар, свидетельствующий о продвижении потока пара вверх по мере опорожнения рабочего участка. В нижней части трубы уже через ~10 с температура потока достигает температуры насыщения по всему сечению. Это свидетельствует о том, что падающие капли жидкости успевают прогреваться до T_s и процесс объемной конденсации в этой зоне прекращается. На высоте h = 419 мм выравнивание температур происходит при $\tau \approx 20$ с, а выше этой отметки за время полного опорожнения трубы температура потока не достигает значения температуры насыщения.

На основании полученных ранее результатов была получена полуэмпирическая формула, для определения средней скорости истечения воды из заглушенных сверху вертикальных труб в пар [12]:

$$W = 0,019 \cdot \sqrt{gd} \cdot \left[1 + 17, 1 \cdot \left(\frac{d}{h}\right)\right],\tag{1}$$

где $\varepsilon_h = 1 + 17, 1 \cdot (h/d)^{-1}$ – поправочный коэффициент, учитывающий влияние начальных эффектов на скорость истечения.

Полученная в эксперименте скорость истечения достаточно хорошо совпадает с рассчитанной по зависимости (1) (рис. 5), что позволило расширить диапазон применения данной формулы: давление пара P = 0,4-1,5 МПа, внутренний диаметр трубы d = 0,025-0,1 м, ее высота $h \ge 1$ м, недогрев жидкости $\Delta T_{\text{нед}} = 120-170$ °C. Отклонение экспериментальных точек от расчетной зависимости не превышает ± 10 %.



во встречных поток пара: 1 - P = 1,5 МПа, d = 0,028 м, L = 8,3 м, 2 - P = 0,5 МПа, d = 0,05 м, L = 3,1 м; 3 - P = 0,5 МПа, d = 0,05 м, L = 1,1 м; 4 - P = 0,5 МПа, d = 0,098 м, L = 1,1 м; 5 - P = 1,5 МПа, d = 0,098 м, L = 1,1 м

Исследование теплогидравлических процессов при работе парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме

Проведенные на крупномасштабном стенде ГЕ2М-ПГ эксперименты позволили обосновать работоспособность парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме [13–16]. Однако, опыты были выполнены только при одном давлении первого контура, в достаточно узком диапазоне расходов пара и при незначительном изменении концентраций неконденсирующихся газов. Для более детального исследования процессов неразвитого пузырькового кипения, характерных для конденсационного режима работы ПГ, в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» была создана экспериментальная установка, схема которой представлена на рис. 6.

В состав стенда входят два контура. Первый контур включает в себя парогенератор объёмом 300 л с внутренним регулируемым электрическим нагревателем максимальной мощностью 12 кВт, два накопительных бака пара объёмом 48 и 52 л, технологические линии с арматурой, «горячий» и «холодный» коллекторы, а также мерные ёмкости для сбора конденсата, образующегося в рабочем участке. Максимальные рабочие параметры парогенератора: давление 0,6 МПа, температура 160 °C. Все элементы первого контура выполнены из нержавеющей стали X18H10T. Расположение основных элементов экспериментальной установки показано на рис. 7.

В качестве рабочего участка используется U-образная нержавеющая труба диаметром 16×1,5 мм и длиной 10,2 м. Длина, внешний диаметр и толщина стенки теплопередающей трубки экспериментальной установки соответствует параметрам трубки натурного парогенератора. Материал трубки также соответствует используемому в парогенераторах ВВЭР. Для обеспечения стока конденсата трубка выполнена с уклоном в сторону обоих коллекторов с высотным перепадом 20 мм.



Рис. 6. Принципиальная схема экспериментальной установки:

парогенератор; 2 – накопительные баки; 3 – конденсатор системы регулировки давления;
4 – «горячий» коллектор; 5 – рабочий участок; 6 – внешний кожух; 7 – конденсатор; 8 – «холодный» коллектор; 9 – мерные емкости; 10 – баллон с неконденсирующимся газом



Рис. 7. Основные элементы экспериментальной установки: 1 – теплопередающая трубка (рабочий участок); 2 – внешний кожух; 3 – змеевиковый конденсатор; 4 – «холодный» коллектор; 5 – «горячий» коллектор; 6 – воздушник; 7 – дренаж

Второй контур установки включает в себя внешний кожух (корпус рабочего участка общей длиной 6,5 м, диаметром 0,16 м), заполненный кипящей водой и паром со змеевиковым конденсатором. Корпус состоит из пяти секций, соединенных между собой фланцами. Последняя секция имеет Г-образную форму, в верхней (паровой) части размещается водяной конденсатор, предназначенный для регулировки давления второго контура. Для визуального наблюдения за процессом кипения в одной из секций кожуха предусмотрено смотровое окно.

Для удаления воздуха из первого и второго контуров стенда имеются продувочные вентили. Оба контура соединены технологическими линиями с общей системой заполнения дистиллированной водой и дренажом. Основное оборудование стенда и технологические линии оснащены регулируемыми нихромовыми нагревателями и теплоизолированы.

Контрольно-измерительные приборы, установленные на стенде, позволяли регистрировать в ходе экспериментов давление, температуру и уровень в основных элементах установки. Измерение перепада давления между первым и вторым контурами установки производился с помощью датчика Метран-150-ДД (класс точности 0.1). Конденсационная мощность стенда измерялась по скорости накопления конденсата в обогреваемых электронагревателями мерных емкостях, подсоединенных к нижним частям «горячего» и «холодного» коллекторов. Измерение уровня образующегося конденсата проводилось с помощью приборов измерения дифференциального давления Метран-150-ДД. После заполнения мерной емкости проводилось её периодическое дренирование.

На стенде были проведены опыты при трех значениях давления пара первого контура $P_{S1} = 0,21, 0,35, 0,5$ МПа. Эксперименты проводились при постоянном давлении P_{S1} и различных значениях P_{S2} , то есть при изменении разности давлений ΔP между первым и вторым контурами. Диапазон исследованных перепадов давлений составлял примерно 10–70 кПа. Изменение давления P_{S2} выполняли регулированием расхода технической воды через конденсатор.

Значения коэффициентов теплопередачи во всех исследованных режимах были определены с использованием значения экспериментально измеренных величин массового расхода пара и перепада давлений между контурами. По известным характеристикам рабочего участка и, принимая значение коэффициента теплообмена со стороны пара равным $\alpha = 10^4$ BT/м²·K, были определены значения коэффициентов теплоотдачи со стороны кипящей воды. Полученные результаты были обобщены в виде зависимости, представленной на рис. 8. Как видно из графика, полученные результаты согласуются с данными других исследователей и обобщаются известной зависимостью для кипения в большом объёме с точностью ±20%.



Рис. 8. Экспериментальные данные по теплообмену при кипении воды на одиночной горизонтальной трубе: *Р*₁ – давление среды первого контура

Кроме экспериментов на чистом паре, на стенде был выполнен опыт с подачей парогазовой смеси (в качестве неконденсирующегося газа использовался азот). Эксперимент был выполнен при давлении пара первого контура $P_1 = 0,2$ МПа. Подача азота в рабочий участок осуществлялась девятью порциями. Объемное содержание неконденсирующегося газа в трубке и «холодном» коллекторе ε в ходе эксперимента увеличилось от 0 до 47 %. Значение ε определялось по известной массе газа, поданной в контур, и средней температуре парогазовой смеси, которая определялась усреднением показаний термопар, установленных в шести сечениях по длине теплопередающей трубки. На рис. 9 показано изменение давлений сред первого и второго контуров в эксперименте по мере увеличения массы неконденсирующегося газа в контуре.

На рис. 10 показано изменение относительной величины конденсационной мощности в эксперименте. Из рисунка видно, что увеличение объемной доли неконденсирующегося газа до 30 % практически не повлияло на мощность экспериментальной установки, и она снизилась только до уровня 95 % от первоначальной, полученной на чистом паре. Причиной этого является наличие в системе обратных связей. Уменьшение давления, а, следовательно, и температуры среды второго контура установки по мере «отравления» приводит к росту перепада температуру между контурами. Рост температурного напора поддерживает величину конденсационной



Рис. 9. Изменение давлений сред первого и второго контуров в опыте с подачей парогазовой смеси, *P*₁ = 0,2 МПа



Рис. 10. Изменение относительной конденсационной мощности теплопередающей трубки, *P*₁ = 0.2 МПа

мощности, не давая её снижаться. Резкое уменьшение мощности имеет место при дальнейшем увеличении концентрации газа, когда обратные связи уже не могут компенсировать процессы «отравления». В результате, при увеличении объемной концентрации азота є до 47 % конденсационная мощность снизилась практически на 40 %.

Термопары, установленные в шести сечениях по длине теплопередающей трубки, позволяли контролировать изменение температуры среды первого контура. Так как теплообменная трубка представляет собой тупиковый объём, то в ходе опыта происходило постепенное заполнение газом объёма рабочего участка, начиная с выходного («холодного») коллектора. При этом температура парогазовой смеси сравнивается с температурой среды второго контура и теплообмен на данном участке прекращается. Полное «отравление» может наступить только в том случае, если парциальное давление пара в ПГС по всей длине трубки станет равным давлению пара второго контура. Таким образом, в ходе данного опыта был подтвержден установленный ранее механизм «отравления» парогенератора ВВЭР, работающего в конденсационном режиме, неконденсирующимися газами и определено влияние накопления неконденсирующегося газа на процессы теплопередачи и величину конденсационной мощности.

Заключение

На экспериментальных установках, созданных в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», проведены исследования нестационарных теплогидравлических процессов, имеющих место при работе пассивных систем безопасности РУ ВВЭР.

При проектных параметрах системы ГЕ-2 были проведены исследования процесса истечения недогретой жидкости во встречный поток пара в вертикальной заглушенной трубе. Опыты продемонстрировали вялотекущий характер данного процесса и подтвердили необходимость предложенных ранее технических решений, по изменению гидравлической схемы установки, с целью исключения подобных явлений при запуске системы пассивного залива.

В ходе проведенных опытов был детально исследован процесс передачи тепла от конденсирующегося пара к кипящей воде в протяженной горизонтальной трубе, характерный для конденсационного режима работы ПГ, а также определено влияние накопления неконденсирующегося газа на процессы теплопередачи и величину конденсационной мощности.

Список литературы

- Калякин С.Г., Сорокин А.П., Пивоваров В.А., Пометько Р.С., Селиванов Ю.Ф., Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальные исследования теплофизических процессов в обоснование безопасности ВВЭР нового поколения // Атомная энергия. – 2014. – Т. 116. – Вып. 4. – С. 241–246.
- Калякин С.Г., Морозов А.В., Ремизов О.В. Современное состояние систем пассивного залива активной зоны и пути их дальнейшего развития // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика ядерных реакторов. – 2004. – Вып. 2. – С. 66–82.
- Морозов А.В., Ремизов О.В. Современные разработки систем пассивного отвода тепла водоохлаждаемых реакторов // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика ядерных реакторов. – 2013. – Вып. 2. – С. 61–78.

- 4. Калякин С.Г., Ремизов О.В., Морозов А.В., Юрьев Ю.С., Климанова Ю.В. Обоснование проектных функций системы пассивного залива ГЕ-2 усовершенствованного проекта АЭС с реактором ВВЭР // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2003. № 2. С. 94–101.
- 5. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное обоснование проектных функций дополнительной системы пассивного залива активной зоны реактора ВВЭР // Теплоэнергетика. 2012. № 5. С. 22–27.
- 6. Ремизов О.В., Морозов А.В., Цыганок А.А., Калякин Д.С., Лукьянов А.А., Зайцев А.А., Попова Т.В., Супотницкая О.В. Расчетно-экспериментальное исследование влияния неконденсирующихся газов на работу модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме при запроектной аварии // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2010. – № 4. – С. 172–182.
- 7. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное исследование работы модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме // Теплоэнергетика. 2012. № 5. С. 16–21.
- 8. Сулацкий А.А., Юдов Ю.В, Бондарчик Б.Р. Особенности моделирования ограничения противоточного движения фаз в расчетном коде КОРСАР // Теплоэнергетика. 2002. № 11. С. 36–41.
- 9. Aktas B. Tracking interfaces in vertical two-phase flows // Proceedings of ICONE 10:10th International Conference on Nuclear Engineering, April 14 – 18, 2002, ICONE10-22297.
- 10. Whalley P.B. Two-phase flow during filling and emptying of bottles. // International Journal of Multiphase Flow. 1991. V. 17. N. 1. P. 145-152.
- 11. Морозов А.В., Ремизов О.В., Цыганок А.А. Истечение воды из замкнутых емкостей во встречные потоки различных газовых сред // Известия Академии наук. Энергетика. 2005. № 1. С. 110–118.
- 12. Морозов А.В., Ремизов О.В., Цыганок А.А. Экспериментальное исследование неравновесных теплогидравлических процессов в системе пассивного залива активной зоны реактора ВВЭР // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2009. – № 4. – С. 115–123.
- Kopytov I.I., Kalyakin S.G., Berkovich V.M., Morozov A.V., Remizov O.V. Experimental investigation of non-condensable gases effect on Novovoronezh NPP-2 steam generator condensation power under the condition of passive safety systems operation // Proceedings of the 17th International Conference on Nuclear Engineering ICONE17, Brussels, 2009. – P. 735–743.
- Berkovich V.M., Peresadko V.G., Taranov G.S., Remizov O.V., Morozov A.V., Tsyganok A.A., Kalyakin D.S. Experimental study on Novovoronezh NPP-2 steam generator model condensation power in the event of the beyond design basis accident // Proceedings of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants 2010, ICAPP 2010. SanDiego, CA, 2010. – P. 186–192.
- 15. Морозов А.В., Ремизов О.В., Цыганок А.А. Теплопередача между конденсирующимся паром и кипящей водой в многорядном горизонтальном трубном пучке при естественной конвекции // Известия Академии Наук. Энергетика. 2010. № 2. С. 152–158.
- Morozov A.V., Remizov O.V., Tsyganok A.A. Non-condensable gases effect on heat transfer processes between condensing steam and boiling water in heat exchanger with multi row horizontal tube bundle // Proceedings of 14th International Heat Transfer Conference, IHTC14, 2010. – P. 629–635.

Особенности моделирования и расчета систем безопасности АЭС

Леденева О. М.

AO «Атомпроект», Санкт-Петербург, <u>OMLedeneva@atomproekt.com</u>

Аннотация

В работе рассмотрен вопрос обоснования проектных решений при проектировании систем безопасности атомных станций на примере теплогидравлических расчетов систем охлаждения топливного бассейна и пассивного отвода тепла через парогенераторы (СПОТ ПГ) АЭС «Эль-Дабаа». Представлены результаты численного моделирования систем в расчетных кодах (РК) КОРТЕС и КОРСАР. Проведён анализ возможности выполнения системами заявленных в проекте функций.

Ключевые слова: АЭС, системы безопасности, численное моделирование.

Введение

Развитие атомной энергетики сопровождается повышением требований к безопасности АЭС. Большое внимание уделяется анализу безопасности реакторной установки при ее проектировании. Математическое моделирование систем безопасности позволяет проводить расчеты различных режимов работы станции, давать оценку развития аварийных сценариев, а также помогает совершенствовать проектные решения с целью повышения энергоэффективности РУ.

В ходе моделирования рассчитываются параметры работы систем, и оценивается их взаимное влияние в рамках всей станции в целом. На основании Европейских требований (EUR(C)) проект АЭС должен сопровождаться моделирующим комплексом, который должен использоваться как средство верификации проектных решений. Одной из важнейших составляющих данного верификационного процесса является теплогидравлический расчет систем, пример которого представлен в данной работе.

Моделирование системы охлаждения топливного бассейна в РК КОРТЕС

РК КОРТЕС предназначен для численного моделирования термогидравлики нормальных и аварийных режимов работы систем АЭС. В нодализационной схеме системы использовались следующие элементы библиотеки:

- канал;
- камера;
- узел емкости;
- упрощенная модель насоса;
- локальное сопротивление;
- тепловой элемент;
- клапан;
- датчик гидравлической сети;
- бак;
- граничное условие.

Для моделирования системы использовались трассировки трубопроводов, с учетом перепадов высот и поворотов, взятые с референтной станции [4]. Общий вид модели системы представлен на рис. 1.

Основными функциями системы охлаждения топливного бассейна являются [1]:

 отвод остаточных тепловыделений от отработавших тепловыделяющих сборок (OTBC), находящихся в бассейне выдержки во всех проектных режимах эксплуатации, а также в режимах запроектных аварий;

– контроль и поддержание радиационно-защитного слоя воды над топливными сборками в шахте реактора, топливном бассейне и колодце перегрузки.



Рис. 1. Нодализационная модель системы охлаждения топливного бассейна

Система состоит из двух одинаковых и полностью независимых один от другого каналов, каждый из которых включает в себя:

- насос FAK10(40)AP001;
- насос FAK50AP001;
- теплообменник FAK10(40)AC001;
- дроссельная шайба FAK10BP001;
- заборный и раздающие коллекторы;
- арматуру;
- трубопроводы.

Каждый канал системы осуществляет забор воды из верхних отметок топливного бассейна. «Горячая» вода топливного бассейна поступает на всас насосов FAK10(40)AP001 и далее на теплообменники, где охлаждается водой промконтура до температуры 36–40 °C и возвращается в топливный бассейн через коллектор, установленный приблизительно на отметке нижних концов тепловыделяющих сборок (TBC).

Погружной насос FAK50AP001 не рассматривался в данном расчете, так как не является стационарным и используется для полного опорожнения бассейна при инспекции.

Моделирование насосов проводилось базовым элементом РК КОРТЕС – «Упрощенная модель насоса». В данную модель закладывалась расходно-напорная характеристика насоса, которая перед запуском системы на расчет сопоставлялась с реальной – с целью получения наиболее точных результатов расчета.

Теплообменник в системе расположен после насоса по ходу течения борированной воды в системе. Он предназначен для охлаждения воды топливного бассейна и поддержания в нем температуры 50–60 °C [3] при температуре охлаждающей воды 33 °C.

Подогреватель моделировался с помощью элемента библиотеки РК КОРТЕС «Тепловой элемент». Патрубки входа и выхода борного раствора и воды промконтура моделировались горизонтальными каналами с диаметром и длиной, соответствующей реальным размерам теплообменника. Далее описывалась проточная часть одного хода теплообменника как со стороны промконтура («холодной» стороны), так и со стороны борного раствора топливного бассейна («горячей» стороны).

Оценка работоспособности модели теплообменника проводилась на локальной схеме, представленной на рис. 2. Параметры рабочих сред для «горячей» и «холодной» стороны задавались в соответствии с картой режимов работы теплообменника. Далее модель интегрировалась в расчетную схему системы.



Рис. 2. Локальная схема теплообменника системы охлаждения топливного бассейна

Топливный бассейн моделировался с помощью элемента библиотеки РК КОРТЕС «Бак». Начальный уровень воды в баке задавался равным уровню воды при хранении топлива, максимальный уровень – при перегрузке топлива. Для учета остаточного тепловыделения от ОТВС, в свойствах бака задавался внешний источник тепла со значением тепловой мощности, равной энерговыделению для конкретно рассматриваемого режима работы системы. Моделирование подводящих и отводящих трубопроводов осуществлялось с помощью элементов библиотеки РК КОРТЕС «Узел емкости», в свойствах которых указывалась высота врезки патрубков.

Расчет системы проводился для следующих режимов:

- работа на мощности;
- режим плановой перегрузки частичной выгрузки;
- режим плановой (полной) выгрузки;
- режим аварийной полной выгрузки;
- режим течи через облицовку.

Для всех режимов работы системы выставлялось исходное положение задвижек, задавались начальные условия, и производился запуск на расчет. После выхода системы на стационар, расчет останавливался.

По результатам расчета были получены графические зависимости изменения параметров системы в точках контроля и сделаны соответствующие выводы. Основными параметрами оценки работоспособности системы являлись:

не превышение максимально допустимой температуры в топливном бассейне;

- работа насосов системы в пределах рабочей характеристики.

Графики зависимостей изменения температуры в бассейне выдержки на расчетных режимах показаны на рис. 3-6.



Рис. 3. График изменения температуры в бассейне выдержки при работе системы на режиме плановой перегрузки – частичной 1/3 выгрузки при охлаждении по линии FAK10 и FAK40



Рис. 5. График изменения температуры в бассейне выдержки при работе системы на режиме аварийной – полной выгрузки



Рис. 4. График изменения температуры в бассейне выдержки при работе системы на режиме плановой – полной выгрузки



Рис. 6. График изменения температуры в бассейне выдержки при работе системы на мощности на линиях FAK10 и FAK40

Анализ результатов показал, что ни один из перечисленных параметров не превышал проектно допустимые значения, следовательно, модель системы охлаждения топливного бассейна выполняет свои основные функции и готова к комплексной проверке в составе виртуального энергоблока (ВЭБ) АЭС «Эль – Дабаа».

Моделирование системы пассивного отвода тепла через парогенераторы в РК КОРСАР

Программный комплекс КОРСАР является расчетным кодом улучшенной оценки и предназначен для расчетных анализов нестационарных процессов в контурах ядерных энергетических установок ЯЭУ с водо-водяными реакторами в стационарных, переходных и аварийных режимах.

Для создания нодализационной схемы СПОТ ПГ использовались следующие элементы библиотеки:

– канал;

- паровой сосуд под давлением;
- местное сопротивление;
- задвижка;
- теплопроводящая конструкция;
- заданное граничное условие по теплообмену.

Система пассивного отвода тепла через парогенераторы разработана для функционирования в режиме запроектной аварии (ЗПА) и должна выполнять функцию отвода тепла через второй контур [2]:

 отвод остаточных тепловыделений и расхолаживание реакторной установки в режимах полного обесточивания АЭС;

 отвод остаточных тепловыделений и расхолаживание реакторной установки в режимах с полной потерей питательной воды;

– обеспечение резерва активным системам безопасности (БРУ-А, САОЗ ВД) в случае их отказа при авариях с течью из первого контура.

Система (рис. 7) состоит из четырех независимых каналов, каждый из которых представляет собой систему подъемных трубопроводов пара и систему опускных трубопроводов конденсата.

Каждый канал СПОТ ПГ включает:

- один бак аварийного отвода тепла (БАОТ) JNB10/20/30/40BB001;
- шестнадцать секций теплообменников (TOAP) JNB10/20/30/40AC001/.../016;
- «большой» JNB10/20/30/40AA101 и «малый» JNB10/20/30/40AA102 пусковые клапаны;
- трубопроводы пара и конденсата, а также арматура.

БАОТ предназначены для хранения запаса охлаждающей воды необходимой для проектного функционирования системы. Баки представляют собой железобетонную облицованную нержавеющей сталью конструкцию и расположены в отдельных помещениях кольцевой обстройки здания реактора. Для моделирования каждого бака использовался элемент библиотеки «паровой сосуд под давлением». В свойствах бака задавалась начальная температура воды, уровень, а также полезный объем.



Рис. 7. Нодализационная модель системы СПОТ ПГ



Рис. 7. (Продолжение). Нодализационная модель системы СПОТ ПГ

Теплообменники аварийного расхолаживания предназначены для передачи тепла от парогенераторов к запасу охлаждающей воды, находящейся в БАОТ, отвод тепла производится путем подогрева и выпаривания воды в баках. Секции теплообменников моделировались в РК КОРТЕС с помощью элементов «Теплопроводящая конструкция» и элемента «Заданное граничное условие по теплообмену». Каждая секция теплообменника состоит из горизонтальных коллекторов, раздающего и собирающего, а также двух эквивалентных каналов, моделирующих пучок вертикальных теплообменных трубок. Локальная схема теплообменника аварийного расхолаживания (ТОАР) представлена на рис. 8.



Рис. 8. Локальная схема теплообменника расхолаживания системы пассивного отвода тепла через парогенераторы

На опускном трубопроводе каждого канала СПОТ ПГ перед парогенератором параллельно друг другу установлены «большой» и «малый» пусковые клапаны. Пусковые клапаны обеспечивают автоматическое подключение СПОТ ПГ в соответствующий режим расхолаживания. Для моделирования клапанов использовался элемент библиотеки «Задвижка», пропускная способность клапана задавалась исходя из технической характеристики арматуры.

Циркуляционный контур канала СПОТ ПГ представляет собой разветвленную систему трубопроводов, с неоднократным последовательным разделением потока теплоносителя в паровой ветви контура и с подобным объединением потока в линии конденсата. Каналы системы структурно аналогичны друг другу, но имеют различия в геометрии паровых и конденсатных трубопроводов. Поэтому каждая ветвь системы моделировалась отдельно.

Разветвления трубопроводов учитывались путем увеличения кратности ячеек канала на каждом участке развилки.

Расчет системы СПОТ ПГ проводился с целью получения статической мощностной характеристики.

Вход и выход контура СПОТ ПГ соединялся с граничными условиями, в которых задавалось постоянное давление в диапазоне P = 0.5-7 МПа. Таким образом моделировался процесс расхолаживания водяного пространства парогенератора, сопровождающийся понижением температуры насыщения в сосуде и, как следствие, давления.

Для каждого значения давления из данного диапазона были проведены расчеты при постоянной температуре охлаждающей воды в баке аварийного отвода тепла (БАОТ) T = 30 °C и 100°C. Расчет проводился для «малого» и «большого» клапанов.

Аналогично расчету системы охлаждения топливного бассейна, для расчета СПОТ ПГ также устанавливалось исходное состояние для задвижек, соответствующее пропускной способности клапана, и запускалась задача на расчет.

В результате проведенного расчетного исследования, были получены следующие значения мощностей теплообменника, представленные в Таблице 1 и Таблице 2 и на рис. 9–12.

По полученным графическим зависимостям видно, что система СПОТ ПГ обеспечивает охлаждение парогенератора в количестве не менее 50 МВт при открытии «большого» и не менее 25 МВт при открытии «малого» клапанов. Максимальная мощность канала при открытии «большого» клапана составляет примерно 51,8 МВт, «малого» – 27,5 МВт.

Полученные в мощностной характеристике «провалы» на кривой мощности и, следовательно, расхода являются приемлемыми. Характер изменения температуры в парогенераторе при давлении выше 2 МПа близок к линейному и далее кривая круто уходит вниз – это связано с ухудшением условий отвода тепла ввиду уменьшения разницы температур между охлаждаемой и охлаждающей стороной.

Таблица 1

Мощностная характеристика канала СПОТ ПГ при открыт	іи «малого» клапана
---	---------------------

Тем	пература воды в БАОТ,	Давление в парогенераторе, МПа							
°C		7	6	5	4	3	2	1	0,5
30	Мощность, МВт	27,51	27,30	27,20	27,3	27,15	24,29	23,57	20,92
	Расход пара, кг/с	11,17	11,16	11,13	11,09	11,07	10,91	10,47	9,59
100	Мощность, МВт	25,04	24,98	25,14	25,06	24,85	24,81	23,06	20,90
	Расход пара, кг/с	10,19	10,17	10,16	10,13	10,06	10,00	9,65	8,92

Таблица 2

Мощностная характеристика канала СПОТ ПГ при открытии «большого» клапана

Темп	ература воды в БАОТ,	Давление в парогенераторе, МПа							
°C		7	6	5	4	3	2	1	0,5
30	Мощность, МВт	51,80	51,52	50,43	48,91	46,84	44,63	36,58	23,29
	Расход пара, кг/с	23,71	23,52	23,14	22,73	22,01	20,72	17,62	10,91
100	Мощность, МВт	50,14	49,85	48,92	48,09	46,82	43,64	35,21	22,33
	Расход пара, кг/с	23,59	23,31	22,92	22,48	21,89	20,62	17,21	10,37













Рис. 12. Расход пара на входе в контур СПОТ ПГ. Температура воды в БАОТ – 30 °С

На режимах аварий расчет данной системы не проводился, так как это выходит за рамки локального расчета системы и требует моделирования первого контура.

Расчетное обоснование, выполненное по РК КОРСАР, позволяет сделать заключение, что конструкция системы СПОТ ПГ позволяют обеспечить эффективное и надежное расхолаживание РУ.

Заключение

Проведенные теплогидравлические расчёты систем охлаждения топливного бассейна и СПОТ ПГ показали выполнение системами заявленных в проекте функций для всех режимов работы систем. Все расчётные параметры лежат в рабочем диапазоне оборудования.

Разработанные расчётные модели систем проверены и будут в дальнейшем использованы в Виртуальном энергоблоке АЭС «Эль – Дабаа» для комплексной оценки работы энергоблока.

Список литературы

- АЭС «Эль-Дабаа» Блок 1 Предварительный отчёт по обоснованию безопасности. Глава 9.1.3.3 Система охлаждения топливного бассейна (FAK) ED01-PSAR09010303-BHE0001 – СПб.: АТОМПРОЕКТ, 2017.
- 2. Отчет по обоснованию. Расчетное обоснование характеристик и алгоритмов управления работой системы пассивного отвода тепла через парогенераторы (СПОТ ПГ) на ЛАЭС-2. LN2O.B.110.&.&&&&.JNB&&.022.HC.0003. СПб.: АЭП, 2008. 62 с.
- 3. АЭС «Эль Дабаа» Система обращения с отработавщим топливом ED02-PSAR010906-ВНЕ0001 В01 – СПб.: АТОМПРОЕКТ, 2017.
- 4. Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. Издание второе, переработанное и дополненное. – М.: «Машиностроение», 1975. – 651 с.

Экспериментальное исследование влияния неконденсирующихся газов на процессы конденсации пара в трубчатке модели парогенератора ВВЭР

Шлепкин А. С., Морозов А. В.

AO «ГНЦ $P\Phi - \Phi \mathcal{P} U$ », г. Обнинск, alekstqel@mail.ru

Аннотация

В докладе представлены результаты экспериментального исследования тепломассообменных процессов в парогенераторе АЭС при работе пассивных систем безопасности реакторных установок ВВЭР нового поколения. На стенде «ГЕ2М-ПГ» в ГНЦ РФ – ФЭИ выполнен ряд экспериментов, соответствующих различным условиям протекания аварии. В них изучалась работоспособность парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме без отвода парогазовой смеси из «холодного» коллектора ПГ. Для изучения процессов передачи тепла в опытах исследовалось изменение перепада температур между средами первого и второго контуров. Выяснено, что величина температурного перепада зависит как от массы накопленных в трубном пучке неконденсирующихся газов, так и от скорости их накопления, определяемой мощностью парогенератора и концентрацией газов на входе в ПГ. В результате анализа экспериментальных данных были получены расчетные зависимости, описывающие изменения перепада температур между контурами, мощности парогенератора в аварийном конденсационном режиме и коэффициента теплопередачи.

Ключевые слова: ВВЭР, парогенератор, пассивные системы безопасности, система пассивного отвода тепла, неконденсирующиеся газы, парогазовая смесь.

Введение

Потребность в создании высокоэффективных, экологически чистых источников энергии привела к появлению в промышленно развитых странах новой отрасли – атомной энергетики. Однако, потенциальная опасность использования атомной энергии в крупномасштабном энергетическом производстве, проявившаяся в авариях на АЭС «Три Майл Айленд» (1979), Чернобыльской АЭС (1986) и АЭС «Фукусима» (2011), существенно подорвала доверие населения к атомной энергетике.

Комплексное решение проблемы обеспечения безопасности и надежности АЭС базируется на поэтапном решении многих задач. В первую очередь требуется улучшить характеристики специальных защитных систем.

Принципиальное различие в обеспечении безопасности действующих и вновь проектируемых АЭС заключается в том, что в существующих АЭС безопасность достигается при помощи энергозависимых (активных) систем и зависит от квалификации обслуживающего персонала. Новые АЭС используют для обеспечения безопасности системы, не требующие наличие электропитания (пассивно) и не зависящие от ошибок персонала [1].

Есть такие системы и в новых существующих и перспективных проектах реакторов ВВЭР. В их число входят система пассивного залива активной зоны из гидроёмкостей второй ступени (ГЕ-2) [2] и система пассивного отвода тепла (СПОТ) [3].

Система пассивного отвода тепла РУ ВВЭР-1200 состоит из четырёх независимых каналов, по одному на каждый парогенератор (ПГ). Каждый канал включает в себя два теплообменника-конденсатора, охлаждаемых атмосферным воздухом, трубопроводы паро-конденсатного тракта и воздуховоды с затворами и регулятором. При гипотетической аварии с разрывом главного циркуляционного трубопровода система пассивного отвода тепла обеспечивает перевод горизонтальных парогенераторов на работу в режиме конденсации пара первого контура, поступающего в трубчатку ПГ из активной зоны, тем самым обеспечивая подпитку АЗ [4].

В результате конденсации в трубчатке ПГ пара первого контура происходит нагрев воды второго контура до температуры насыщения с получением пара. За счёт естественной циркуляции в паро-конденсатном тракте СПОТ пар поступает в воздушные теплообменники, установленные на наружной поверхности защитной оболочки. Пар конденсируется, отдавая тепло окружающему воздуху, и конденсат поступает обратно в межтрубное пространство ПГ. На работу парогенератора в конденсационном режиме отрицательное влияние оказывает присутствие в первом контуре реактора неконденсирующихся газов: азота, поступающего в контур при срабатывании гидроемкостей первой ступени, а также продуктов радиолиза воды и разложения гидразингидрата, растворенного в воде, поступающей из системы ГЕ-2. Снижение мощности парогенератора в конденсационном режиме, вызванное накоплением в трубном пучке ПГ неконденсирующихся газов, может привести к ухудшению условий охлаждения активной зоны.

Таким образом, для обоснования работоспособности системы пассивного отвода тепла. необходимо учесть влияние неконденсирующихся газов на процессы, происходящие в трубчатке ПГ. Конденсация пара в пучках труб в присутствии неконденсирующихся газов относится к достаточно изученным явлениям и широко освещена в литературе [5-10]. Однако тепломассобменные процессы, происходящие в парогенераторе при работе в аварийном режиме, имеют ряд особенностей. К ним относятся: низкие тепловые потоки (не более 1.5 kBt/m^2) при конденсации пара из парогазовой смеси (ПГС), наличие естественной циркуляции в обоих контрах ПГ. присутствие обратных связей между теплообменниками СПОТ и парогенератором, оказывающих заметное влияние на процессы теплообмена [9–12]. Описанные выше особенности работы парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме не изучены в современной отечественной и зарубежной литературе. Теплогидравлические и массообменные процессы, происходящие в пассивных системах безопасности достаточно сложны для физического и математического моделирования и, таким образом, требуют экспериментального обоснования. Для обоснования работоспособности пассивных систем безопасности реакторов ВВЭР нового поколения, необходимо было провести экспериментальное исследования работы парогенератора в режиме конденсации пара с учетом влияния неконденсирующихся газов. Для этого в ГНЦ РФ – ФЭИ сооружен крупномасштабный стенд «ГЕ2М-ПГ».

Стенд «ГЕ2М-ПГ» и методика проведения экспериментов

Стенд «ГЕ2М-ПГ» является крупномасштабной экспериментальной установкой, предназначенной для исследования работоспособности пассивных систем безопасности, входящих в проекты реакторов ВВЭР нового поколения [13]. На рис. 1 показано основное и вспомогательное оборудование стенда «ГЕ2М-ПГ», его компоновка и соединительные трубопроводы.

В состав стенда входят: модель парогенератора реактора ВВЭР, бак-аккумулятор пара с системой подачи пара от ТЭЦ, модель теплообменника СПОТ. Основное оборудование стенда связано между собой трубопроводами и оснащено запорно-отсечной арматурой. Высотные отметки размещения оборудования соответствуют проектным. К числу вспомогательного оборудования относятся: система поддержания давления, двухканальная система подачи неконденсирующихся газов, система отвод парогазовой смеси и система сбора конденсата из горячего и холодного коллекторов модели парогенератора.

Контрольно-измерительные приборы, установленные на стенде, позволяют при проведении опытов регистрировать такие параметры установки, как давление, температура, расходы пара и технической воды. Основными измеряемыми величинами являются расход пара на модель ПГ, а также разница давления и температур сред в первом и втором контурах.

С помощью датчика дифференциального давления Метран-100-ДД измерялся перепад давления между контурами стенда, а с помощью дифференциальной термопары - температурный напор между средами первого (на входе в трубчатку) и второго (на выходе из объёма межтрубного пространства) контуров. Кроме того, регистрировались давления и температуры по первому и второму контурам в нескольких точках, уровни жидкости в основных элементах стенда, а также параметры технической воды (подогрев и расход). Модель парогенератора была оснащена более чем 100 кабельными термопарами с диаметром 1,0 мм, позволяющими контролировать параметры сред первого и второго контуров стенда.

Регистрация давления по контурам стенда выполнялась с помощью пьезорезисторных датчиков избыточного давления Метран-100-ДИ (класс точности 0,1). Измерение уровней воды на стенде производилось гидростатическим методом с помощью датчиков разности давлений Метран-100-ДД (класс точности 0,1). Расход технической воды через модель СПОТ контролировался с помощью электромагнитного расходомера МЕТРАН-370 (погрешность 0,5 %). Измерение расхода пара на входе в модель ПГ осуществлялось с помощью вихревого счетчика пара Метран-332 (погрешность 1,5 %). Частота опроса измерительных каналов системы сбора составляла один опрос в секунду.



Рис. 1. Принципиальная технологическая схема стенда «ГЕ2М-ПГ»: 1 – модель парогенератора; 2 – модель теплообменника СПОТ; 3 – бак – аккумулятор пара; 4 – система поддержания давления контура; 5 – система подачи неконденсирующихся газов; 6 – система отвода парогазовой смеси; 7 – система сбора конденсата

Задача исследования состояла в изучении процессов конденсации пара в модели парогенератора ВВЭР в присутствии неконденсирующихся газов. Опыты проводились при отсутствии отвода парогазовой смеси из «холодного» коллектора парогенератора.

Эксперименты по исследованию работы модели ПГ в конденсационном режиме проводились при давлении первого контура 0,3–0,37 МПа, которое соответствует давлению в реакторной установке в случае запроектной аварии с разрывом ГЦТ. Величина конденсационной мощности выбиралась исходя из мощностной характеристики теплообменника СПОТ при заданном давлении с учетом масштабного коэффициента стенда. Таким образом, диапазон изменения мощности в экспериментах составил 60–170 кВт [14].

Опыты на крупномасштабном стенде «ГЕ2М-ПГ» выполнялись по следующей методике. В начале эксперимента проводился последовательный прогрев паром бака-аккумулятора, модели ПГ, модели теплообменника СПОТ, а также трубопроводов до установления в контурах стенда стационарных параметров среды. Равномерное тепловое поле по высоте объёма котловой воды ПГ и стабильность давлений в 1 и 2 контурах стенда служили определяющим показателем прогрева стенда. После чего, с помощью арматуры в контуре технической воды модели СПОТ устанавливались необходимые значения конденсационной мощности модели парогенератора. При этом различие в величинах относительных мощностей водяной модели СПОТ стенда «ГЕ2М-ПГ» и воздушного теплообменника СПОТ реактора ВВЭР в диапазоне давлений пара второго контура, при которых проводились эксперименты, не превышала 3 %. Это позволяло корректно моделировать в экспериментах на стенде зависимость между конденсационной мощностью парогенератора, давлением среды второго контура и мощностью снимаемой теплообменником системы пассивного отвода тепла, существующие в реальной системе ПГ-СПОТ.

Далее накопление неконденсирующихся газов приводило к отравлению модели ПГ. Эксперимент заканчивался после снижения конденсационной мощности до 20 % от начальной.

Результаты экспериментальных исследований

К проектам перспективных АЭС с ВВЭР предъявляются требования продления автономной работы пассивных систем безопасности до 72 часов [15]. Однако прекращение отвода парогазовой смеси из «холодного» коллектора парогенератора из-за опорожнения баков системы ГЕ-2 через 24 часа после начала аварии может серьезно повлиять на возможность охлаждения активной зоны с помощью пассивных систем. В связи с этим возникает необходимость исследования работы парогенератора в конденсационном режиме после окончания первых суток аварии. Для решения этой задачи, а также для детального исследования процессов конденсации пара в присутствии неконденсирующихся газов был проведен ряд экспериментов. Основные параметры приведены в таблице.

Номер	C_{N_2} , г/кг пара	Сне, г/кг пара	С _э , г/кг пара	<i>N</i> , кВт
1	2,1	0,05	2,4	65
2	0	0,3	2,1	170
3	0,02	0,0032	0,046	70
4	0	1,0	7,0	148

Параметры экспериментов

Длительность проведения экспериментов № 1–3 была выбрана одинаковой – 7200 с. В эксперименте № 4 конденсационная мощность модели парогенератора снизилась ниже предела измерения расходомера пара к 4200 секунде, что привело к сокращению длительности опыта.

Рассчитать аналитическим путём влияние газов на теплопередачу между контурами при двойном фазовом переходе и конденсации пара в горизонтальном многорядном трубном пучке довольно сложно. Поэтому, в целях изучения процессов теплопередачи в экспериментах исследовалось изменение Δt – температурного перепада между средами первого и второго контуров. Данный показатель был выбран для анализа исходя из следующих соображений. В результате накопления неконденсирующихся газов в трубном пучке уменьшается коэффициент теплопередачи, тем самым вызывая снижение расхода пара в трубчатку парогенератора, что приводит к уменьшению величины теплового потока от первого ко второму контуру. По этой причине температура второго контура снижается (за счет работы СПОТ), тем самым увеличивается температурный перепад между средами первого и второго контуров реакторной установки. Это приводит к увеличению расхода пара, поступающего в парогенератор из реактора, из чего можно сделать вывод, что уменьшение коэффициента теплоотдачи вследствие накопления неконденсирующихся газов частично компенсируется за счет увеличения Δt между контурами.

Для компенсации различий в начальных условиях экспериментов при обработке полученных результатов использовался относительный температурный перепад $\Delta t/\Delta t_0$ где Δt_0 – перепад температур между контурами до начала подачи неконденсирующихся газов. Однако, проведенный анализ экспериментальных данных показал, что при одинаковой массе газов, накопленных в трубчатке парогенератора, величина относительного температурного напора имеет различные значения и для корректного сравнения результатов экспериментов необходимо учитывать скорость накопления неконденсирующихся газов в ПГ.

В связи с этим, в качестве показателя, характеризующего влияние скорости накопления неконденсирующихся газов на процессы в трубном пучке ПГ, была принята величина $\Delta t' = (\Delta t/\Delta t_0) \cdot a$, где $a = [1 + (M/\tau)]^{-1}$ – поправочный коэффициент, учитывающий скорость накопления неконденсирующихся газов в трубчатке ПГ (M/τ). На рис. 2 изображена зависимость изменения показателя $\Delta t'$ от времени в экспериментах.



Рис. 2. Зависимость изменения показателя $\Delta t'$ от времени: 1–4 – номера экспериментов

Из рис. 2 видно, что наибольшая скорость роста значения $\Delta t'$, характерна для эксперимента № 4, в котором конденсационная мощность ПГ уменьшалась наиболее быстро. И напротив, наименьшее изменение показателя теплообмена наблюдается в эксперименте № 3 с минимальным изменением мощности ПГ.

Из вышесказанного можно сделать вывод, что чем больше скорость роста $\Delta t'$, тем менее эффективен процесс тепломассообмена в ПГ. Таким образом, скорость изменения данной величины позволяет качественно оценить эффективность процессов передачи тепла, происходящих в парогенераторе при работе в конденсационном режиме.

Анализ полученных экспериментальных данных показал, что изменение относительного температурного перепада $\Delta t / \Delta t_0$ можно описать, используя зависимость следующего вида:

$$\frac{\Delta t}{\Delta t_0} = 1 + a_1^{-1} \cdot M^{1,44}, \tag{1}$$

где a_1 – коэффициент, учитывающий влияние скорости накопления неконденсирующихся газов на процесс конденсации пара, M – накопленная масса неконденсирующихся газов в трубном пучке.

Коэффициент *a*₁ имеет степенную зависимость от скорости накопления газов и может быть выражен как:

$$a_1 = 1.27 \cdot 10^5 \left(\frac{M}{\tau}\right)^{1.44} + 535,$$
 (2)

Масса газов, накопленная за время τ , в свою очередь, может быть определена с помощью известных значений расхода пара на входе в парогенератор *G*, кг/с, и концентрации неконденсирующихся газов *c*, г/кг:

$$M = G \cdot c \cdot \tau = \frac{N}{r} \cdot c \cdot \tau, \tag{3}$$

где *N* – конденсационная мощность ПГ, *r* – теплота парообразования.

С учетом зависимостей (2) – (3), $\Delta t / \Delta t_0$ можно выразить как:

$$\frac{\Delta t}{\Delta t_0} = 1 + \left[1,27 \cdot 10^5 \left(\frac{N \cdot c}{r} \right)^{1,44} + 535 \right]^{-1} \left(\frac{N \cdot c \cdot \tau}{r} \right)^{1,44},$$
(4)

- 1

На рис. 3 изображено сравнение значений показателя теплообмена $\Delta t'$, полученных экспериментально и с помощью формул (1) и (4) во всех экспериментах, проведенных без отвода ПГС из «холодного» коллектора. Сравнение проведено для пяти значений перепада температур в каждом из экспериментов, полученных в момент времени t = 1500 секунд с начала эксперимента и далее с шагом 1000 секунд.

Как видно из рис. 3 разница значений, полученных расчетным и экспериментальным путем не превышает 20 %.

Необходимо отметить, что в формулу (4) входит значение конденсационной мощности $N = f(\tau)$, что делает невозможным расчет показателя теплообмена без известных значений мощности. Из этого следует необходимость получения расчетной зависимости для определения N.



Рис. 3. Сравнение расчетных и экспериментальных значений относительных перепадов температур между контурами для экспериментов № 1–4

Для решения данной задачи в ходе обработки экспериментальных результатов была получена формула, описывающая изменение конденсационной мощности ПГ во времени при подаче парогазовой смеси:

$$N = N_0 + a_2 \cdot \tau^{0,27}, \tag{5}$$

где N_0 – конденсационная мощность ПГ в начальный момент времени, a_2 – коэффициент, учитывающий влияние накопленной массы неконденсирующихся газов и скорость их поступления. При этом коэффициент a_2 имеет следующий вид:

$$a_2 = -0,75 - 0,018N_0 \cdot c,$$
 (6)

где *с* – концентрация неконденсирующихся газов в парогазовой смеси, поступающей на вход в парогенератор.





На рис. 4 изображено сравнение значений конденсационной мощности модели ПГ, полученных в эксперименте № 1 и рассчитанных с помощью формулы (5).

На рис. 5 представлены результаты сравнения экспериментальных данных с расчетными величинами для экспериментов № 1–4, проведенных без отвода ПГС из «холодного» коллектора.

Сравнение проведено для пяти значений конденсационной мощности в каждом из экспериментов, полученных в момент времени $\tau = 1000$ секунд с начала опыта и далее с шагом 1000 секунд. Как видно из рис. 5, разница значений, полученных расчетным и экспериментальным путем, не превышает 15 %.

Таким образом, зная начальную мощность и концентрацию неконденсирующихся газов в паре на входе в ПГ с помощью формулы (5) можно с удовлетворительной точностью рассчитать изменение конденсационной мощности парогенератора во времени.

Так как коэффициент теплопередачи рассчитывается по формуле:

$$k = N / (F * \Delta t) \tag{7}$$

то, подставив в (7) полученные из (5) и (4) значения N и Δt , мы можем вычислить значение k.

На рис. 6 изображено сравнение значений коэффициента теплопередачи от первого ко второму контуру в модели ПГ, полученных в экспериментах и рассчитанных с помощью формулы (7).



Рис. 5. Сравнение расчетных и экспериментальных значений конденсационной мощности модели парогенератора в экспериментах № 1–4



Рис. 6. Сравнение расчетных и экспериментальных значений коэффициента теплопередачи от первого ко второму контуру в экспериментах № 1–4

Выводы

1. В результате анализа экспериментальных данных были получены три полуэмпирические формулы, позволяющие рассчитать изменение перепада температур между контурами, конденсационной мощности парогенератора и коэффициента теплопередачи в аварийном режим при отсутствии отвода парогазовой смеси из холодного коллектора.

2. Эффективность теплообменных процессов, происходящих в парогенераторе, зависит не только от накопленной массы неконденсирующихся газов, но также и от скорости их поступления в трубный пучок ПГ.

3. Полученные результаты можно использовать для расчетного моделирования аварийных процессов в ВВЭР при работе пассивных систем безопасности.

Список литературы

- Experimental investigation of non-condensable gases effect on Novovoronezh NPP-2 steam generator condensation power under the condition of passive safety systems operation / Kopytov I.I., Kalyakin S.G., Berkovich V.M., Morozov A.V., Remizov O.V. // Proceedings of the 17th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE17. – Brussels, 2009. – P. 735–743.
- 2. Обоснование проектных функций системы пассивного залива ГЕ-2 усовершенствованного проекта АЭС с реактором ВВЭР / Калякин С.Г., Ремизов О.В., Морозов А.В., Юрьев Ю.С., Климанова Ю.В. // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2003. № 2. С. 94–101.
- Экспериментальные исследования теплофизических процессов в обоснование безопасности ВВЭР нового поколения / Калякин С.Г., Сорокин А.П., Пивоваров В.А., Пометько Р.С., Селиванов Ю.Ф., Морозов А.В., Ремизов О.В. // Атомная энергия. 2014. Т. 116. Вып. 4. С. 241–246.
- Morozov A.V., Remizov O.V., Tsyganok A.A. Non-condensable gases effect on heat transfer processes between condensing steam and boiling water in heat exchanger with multirow horizontal tube bundle // Proceedings of 14th International Heat Transfer Conference IHTC14, 2010. – P. 629–635.
- Othmer D.F. The Condensation of Steam // Industrial and Engineering Chemistry. 1929. V. 21. – Issue 6. – P. 577–583.
- 6. Берман Л.Д. Тепло- и массоотдача при конденсации пара в присутствии неконденсирующихся газов // Известия ВТИ. 1947. Вып. 8. С. 11–18.
- Vierow I.K., Schrock V.E. Condensation in a Natural Circulation Loop with Noncondensable Gases Part I. Heat Transfer // Proc. of International Conference on Multiphase Flow'91. – Tsukuba, Japan, 1991. – P. 183–186.
- Alt S., Fjodorov A., Lischke W. Steam condensation processes in horizontal tubes withpresence of noncondensing gases // Proceedings of ICONE5: 5th International Conference on Nuclear Engineering, May 26–30, 1997, Nice, France.

- 9. Ремизов О.В., Морозов А.В, Цыганок А.А. Теплопередача между конденсирующимся паром и кипящей водой в многорядном горизонтальном трубном пучке при естественной конвекции // Известия Академии Наук. Энергетика. 2010. № 2. С. 152–158.
- 10. Морозов А.В., Шлепкин А.С. Анализ влияния режимных факторов на работу модели парогенератора ВВЭР в режиме конденсации пара // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. 2016. Вып. 3. С. 91–99.
- 11. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное обоснование проектных функций дополнительной системы пассивного залива активной зоны реактора ВВЭР // Теплоэнергетика. 2012. № 5. С. 22–27.
- 12. Морозов А.В., Ремизов О.В. Экспериментальное исследование работы модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме // Теплоэнергетика. 2012. № 5. С. 16–21.
- Морозов А.В., Ремизов О.В. Современные разработки систем пассивного отвода тепла водоохлаждаемых реакторов. // ВАНТ. Серия: Физика ядерных реакторов. – 2013. – Вып. 2. – С. 59–70.
- Experimental study on Novovoronezh NPP-2 steam generator model condensation power in the event of the beyond design basis accident / Berkovich V.M., Peresadko V.G., Taranov G.S., Remizov O.V., Morozov A.V., Tsyganok A.A., Kalyakin D.S. // Proceedings of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, ICAPP 2010. – San Diego, CA, 2010. – P. 186– 192.
- 15. Особенности проекта АЭС нового поколения с реактором ВВЭР-1000 повышенной безопасности / Беркович В.М., Копытов И.И., Таранов Г.С., Мальцев М.Б. // Теплоэнергетика. 2005. № 1. С. 9–15.

Проблемы описания динамики концентрации раствора борной кислоты в аварийных режимах

Шмаль И. И.

AO «ACЭ»/AO «Атомэнергопроект», Москва, shmal_ii@aep.ru

Аннотация

Рассматриваются процессы при функционировании устройства локализации расплава, в частности, динамика образования твердой фазы в корпусе над расплавом. Приведены основные характеристики данных процессов, а результаты используются при разработке технологических режимов эксплуатации системы. Используется точечная модель, разбиение произведено на три компонента. Учтена зависимость плотности раствора борной кислоты от концентрации.

Ключевые слова: концентрация раствора, предельная концентрация, кристаллизация, растворение, выпаривание, твердая и жидкая фаза, устройство локализации расплава.

На протяжении ряда лет в АО «Атомэнергопроект» уделяется большое внимание динамике концентрации раствора борной кислоты, расчетам процессов кристаллизации и растворения твердой фазы. Это связано с большими запасами соли в аварийных системах современных проектов – гидроемкости системы аварийного отвода тепла ГЕ САОЗ, система пассивного залива активной зоны (СПЗАЗ), гидроемкости третьей ступени (ГЕ-З).

Наихудший сценарий – потеря всех источников переменного тока с наложением двухстороннего разрыва главного циркуляционного трубопровода, то есть работоспособны только пассивные системы безопасности. В течение длительного промежутка времени реакторная установка существует в условиях подачи в нее раствора борной кислоты из пассивных систем, а единственная помощь-отдушина есть стекающий конденсат из парогенераторов; последний образуется в результате функционирования системы пассивного отвода тепла и образования пара в активной зоне из-за остаточного тепловыделения. Очень неоднозначный процесс – образование пара без содержания борной кислоты приводит к увеличению концентрации в реакторе, а унос и движение содержащего борную кислоту пара пока мало кто изучал экспериментально в замкнутом контуре значительных размеров. Тем не менее, в случае затянувшегося отсутствия внешних источников переменного тока, опорожнение всех пассивных систем, происходит расплавление топлива, разрушение оболочек тепловыделяющих элементов, плавление внутрикорпусных элементов, образуется расплав внутри корпуса реакторной установки. Без внешней помощи далее следует проплавление днища корпуса реактора, расплав устремляется устройство локализации расплава. Теплоноситель первого контура, жидкость всех из опорожнившихся пассивных систем находится в нижней части гермооболочки (ГО) – в баке-приямке и в зазоре между внутренней стенкой шахты реактора и внешней стенкой корпуса УЛР. Между ними в нижней части существуют два коридора, через который жидкость может беспрепятственно перетекать из бака-приямка в зазор. В устройстве локализации расплава теплоотвод от кориума осуществляется стенку корпуса ловушки омывающим раствором кислоты. Примерно через два часа после попадания расплава в УЛР открываются клапаны подачи воды (КПВ), заполняется внутренняя полость корпуса ловушки, теперь теплоотвод от кориума производится раствором борной кислоты также с верхней образующей расплава.

Итог: выпарной аппарат [1], знакомый по курсу «аппараты химической технологии», но доставляющий много хлопот из-за возможности плохих последствий от протекающих в нем процессов. С точки зрения конструктора УЛР необходимы знание динамики концентрации раствора борной кислоты, времена и место возникновения кристаллизации. Данные о протекающих процессах позволяют назначать превентивные мероприятия по предотвращению усугубления последствий тяжелых запроектных аварий.

Ранее выполнен ряд работ, посвященных описанию динамики концентрации растворов солей, процессов кристаллизации и растворению твердой фазы. Преимущественно – точечные модели с сосредоточенными параметрами, с учетом плотности раствора от концентрации соли. В них закладывалась модель выпарного аппарата, который в задачах, связанных с УЛР, выглядел следующим образом. Опускной участок есть бак-приямок, а подъемный участок есть зазор между внешней поверхностью корпуса УЛР и внутренней стенкой шахты реактора, а также по-

верхность над зеркалом расплава внутри корпуса. В подъемном участке осуществляется теплоподвод, парообразование, а в опускной участок производится слив конденсата. Для случая моделирования динамики концентрации борной кислоты в сосуде реактора опускной участок представлен опускным участком, нижней камерой, а подъемный – активной зоной и верхней камерой смешения.

Некоторым отклонением была модель «слоистых» структур при моделировании растворов солей. Но в этом случае наличие устойчивых решений накладывает свои ограничения на круг решаемых задач.

Используется точечная модель с сосредоточенными параметрами. Предельные концентрации раствора борной кислоты, свойства кристаллов борной кислоты заданы согласно [2]. Теплофизические свойства воды и пара заданы в соответствии с [3]. Плотность раствора борной кислоты в зависимости от концентрации определяется согласно [4]. Растворимостью, то есть уносом борной кислоты с генерируемым паром пренебрегается по двум причинам. Первое – консервативность оценки, получение наиболее неблагоприятного результата. Второе – анализ экспериментальных результатов [5] по выкипанию раствора борной кислоты в сообщающихся сосудах показал, что переносом борной кислоты в паре без содержания капель следует пренебрегать, а основное внимание должно быть направлено на парокапельный транспорт соли.

Граничные условия – стандартные для задач выкипания раствора борной кислоты в сосуде реактора при запроектной аварии с потерей всех источников переменного тока в условиях большой течи, функционированием исключительно пассивных систем безопасности. Этим задачам был посвящен ряд ранее вышедших публикаций [6–14]. Известно значение давления парогазовой смеси в защитной оболочке, которое можно считать неизменным на значительных промежутках времени, медленно изменяющееся остаточное тепловыделение в активной зоне, характеристики работы функционирующих систем безопасности. Расчетная схема представлена на рис. 1.

При решении задач функционирования устройства локализации расплава (УЛР) с целью определения динамики концентрации раствора борной кислоты граничные условия очень близки: давление внутри защитной оболочки, значение тепловыделенния в расплаве, который находится в УЛР. Важные характеристики процесса – время и место кристаллизации соли, так как именно выпадение твердой фазы может воспрепятствовать теплоотводу в аварийном процессе.

Краткая схема представлена на рис. 2, а на рис. 3 можно увидеть схему выпарного аппарата.

Рис. 1. Расчетная схема сосуда реактора для «задач» выкипания раствора борной кислоты в запроектных авариях

Рис. 2. Схема устройства локализации расплава [15]

Рис. 3. Основная расчетная схема

Основные процессы в устройстве локализации расплава, идеология функционирования УЛР представлена в трудах [16], [17]. Но автор уделял основное внимание физико-химическим процессам в расплаве, взаимодействию кориума с материалами, первоначально заполнявшими корпус. Теплофизические процессы в омывающем корпус УЛР и внутри корпуса растворе борной кислоты оказались вне поля зрения.

Особенность данной работы – представлена модель для описания процессов в устройстве локализации расплава, расчетный объем состоит из трех компонентов. Выделение объема внутри корпуса устройства локализации расплава потребовалось для решения технологических задач: критические времена для обеспечения подачи воды в корпус устройства для предотвращения кристаллизации, препятствующей отводу тепла от верхней образующей расплава внутри корпуса.

На рис. 4 представлена динамика изменения концентрации раствора борной кислоты с помощью модели, состоящей из двух расчетных объемов. Легко заметить, что проблем с теплоотводом вообще не существует. Максимальные значения концентрации раствора борной кислоты очень далеки от предельных значений, то есть опасений в возникновении твердой фазы, которая может порождать проблемы теплоотвода, не возникает.

Рассматриваем результаты расчетов для модели с тремя расчетными объемами. Здесь уже более пессимистичные выводы, четко просматривается необходимость подвода чистой воды либо раствора малой концентрации внутрь корпуса УЛР. На рис. 5 представлены наиболее важные показатели – динамика накопления твердой фазы внутри корпуса УЛР. Появление твердой фазы – примерно тридцать семь часов с начала моделируемого процесса.

Естественное пояснение к представленной картине – динамика концентраций в трех расчетных компонентах, рис. 6. Наблюдаем четко выраженное накопление соли внутри корпуса УЛР, где происходит выпаривание воды и куда происходит втекание раствора борной соли из зазора между наружной стенкой корпуса ловушки и внутренней стенкой шахты реактора. В зазоре также происходит выпаривание раствора соли, но существует еще и переток в корпус УЛР раствора, а также подпитка раствором очень малой концентрации из бака приямка; здесь наблюдаем снижение концентрации раствора борной кислоты. Шахта реактора, в которой первоначально находилась основная масса жидкости, а, соответственно, и борной кислоты в растворенном состоянии, все время подпитывалась конденсатом без содержания соли и из нее происходил переток в коридор между корпусом УЛР и стенкой шахты; в этом компоненте концентрация плавно снижается до пренебрежимо малых величин.

Было указано, что в расчетах учтена зависимость плотности раствора борной кислоты от концентрации. Иллюстрации для изменения плотности жидкой фазы в трех компонентах представлена на рис. 7. Плотность твердой фазы была принята в расчетах неизменной, равной 1435 кг/м³; на рисунке не представлена. Важен учет зависимости плотности от концентрации? Наверное, да: в этом случае верно можно определять весовые столбы в сообщающихся сосудах, а также с меньшими погрешностями сами запасы жидкой и твердой фазы в компонентах. В конце концов, точность есть вежливость...

Рис. 4. Изменение концентрации раствора борной кислоты в течение 3 суток

Рис. 5. Содержание твердой фазы в корпусе УЛР в зависимости от времени

Рис. 6. Динамика концентрации раствора борной кислоты

Рис. 7. Динамика плотности жидкой фазы в расчетных объемах

Рис. 8. Динамика массы борной кислоты в расчетных объемах

На рис. 8 представлено изменение массы борной кислоты во всех расчетных объемах. Масса борной кислоты – это суммарная величина для обеих фаз, жидкой и твердой. Специально вынесена поверочная величина – суммарная масса для системы, величина постоянная.

Четко выражен переток борной кислоты, находящейся в растворе в шахте-приямке в зазор между шахтой реактора и стенкой корпуса. Клапан подачи воды открывается спустя два часа после попадания расплава в корпус УЛР, поэтому на указанном отрезке времени масса борной кислоты в нем отсутствует. Но почти сразу же после открытия клапана вступивший в работу расплав в корпусе благодаря выпариванию воды начинает очень мощно отбирать в себя борную кислоту из остальных расчетных объемов. Вначале борная кислота находится в нем в жидком виде, а далее – смесь из жидкой и твердой фаз, как следует из выше приведенного рис. 5.

На рис. 9 представлена иллюстрация для процессов при фазовых переходах в корпусе УЛР. Показано накопление борной кислоты без фазового перехода – рост концентрации раствора, по достижении предельной концентрации раствора – образование твердой фазы, кристаллов и снижение массы борной кислоты в растворе.

Рис. 9. Динамика перераспределения массы борной кислоты между жидкой и твердой фазой и концентрация раствора

Рис. 10. Распределение массы воды в расчетных объемах

На рис. 10 представлено изменение воды – суммарное и по расчетным объемам. Неряшливость – момент подключения/открытия клапана подачи воды, одна точка в суммарной массе неверно «сформирована» при подготовке результатов. Суммарная масса воды – растворителя – неизменна. Внутри корпуса УЛР жидкость появилась после открытия клапанов подачи воды. Из-за роста концентрации, образования твердой фазы масса воды в корпусе УЛР снижается – происходит ее выпаривание. Выпаривание происходит и в зазоре между корпусом устройства локализации расплава и внутренней стенкой шахты реактора. Основная масса конденсата перетекает в бак-приямок. Начальная масса воды в баке-приямке изначально была максимальной, масса растворенной соли несколько снизилась, но масса жидкости осталась без значительных изменений.

На рис. 11 представлено изменение основных компонентов веществ в различных состояниях внутри корпуса УЛР. Учет зависимости плотности раствора от концентрации четко отражен в снижении массы воды при существовании исключительно жидкого раствора борной кислоты. После начала кристаллизации масса воды, растворителя, убывает строго пропорционально массе жидкого раствора в корпусе УЛР, где находится раствор борной кислоты предельной концентрации борной кислоты.

Рис. 12. Основные объемы и физический уровень в корпусе УЛР

На рис. 12 представлены объемы фаз и физический уровень внутри корпуса УЛР. Важные наблюдения. Плотность раствора борной кислоты предельной концентрации неизменна, это отслеживается на рисунке – после появления кристаллов борной кислоты физический уровень не изменяется. До этого – снижение физического уровня из-за роста плотности раствора, которая увеличивалась по мере накопления борной кислоты, роста концентрации раствора.

Хорошо просматривается правомерность использования модели. При постоянном физическом уровне жидкой фазы суммарный объем – жидкой и твердой фаз, – остается постоянным. Значит, расчет и модель верны.

На рис. 13 представлены массы раствора борной кислоты в расчетных объемах (внутри корпуса УЛР не представлена масса образующейся твердой фазы). Отчетливо видны основные массы и их перераспределения в ходе переходного процесса. Заполнение корпуса УЛР произошло, в основном, за счет бака-приямка – на массу раствора в зазоре между стенкой корпуса и шахты реактора особого влияния не оказало. Суммарная масса раствора, без учета твердой фазы, мало изменяется – масса твердой фазы не так велика по сравнению с суммарной массой растворителя (воды) и соли (борной кислоты) для раствора в целом. Но с точки зрения рассматриваемых процессов безопасности системы в целом – обеспечение надежного отвода тепла от устройства локализации расплава, расплава, находящегося в нем, важно знание всех нюансов процессов. Кроме того, при разработке схем функционирования технологических систем без этих сведений нельзя принять верные решения.

На рис. 14 представлена динамика физических уровней в расчетных объемах в ходе рассматриваемого процесса. Результат, практически, очевидный – при снижении уровня раствора с увеличивающейся концентрацией в корпусе УЛР происходит обратная картина для бакаприямка, где плотность падала из-за падения концентрации раствора.

Рис. 13. Массы раствора и твердой фазы в зависимости от времени

Краткие выводы по выполненной работе

В представленной работе использован накопленный опыт в области моделирования динамики концентрации растворов солей и возникающих при этом фазовых переходов, который представлен в [5]–[14].

Для каждого описываемого процесса должна строго и обоснованно выбираться соответствующая модель во избежание ошибочных заключений.

Результаты расчетов, которые используются для назначения эксплуатационных и технологических параметров функционирования систем, должны проверяться на достоверность упомянутых моделей путем сопоставления с экспериментальными данными, а также анализа полученных экспериментальных и расчетных результатов.

В представленной работе содержится сопоставление двух расчетных моделей, показано расхождение полученных с результатов, дано пояснение представленных различий.

Применение моделей, включающих максимальное число теплофизических и химических процессов, востребовано временем. Но для этого необходимы результаты дополнительных четко продуманных экспериментальных исследований, которые отсутствуют в нашей отрасли на

протяжение последних почти тридцати лет. Все более широкое использование пассивных систем безопасности подстегивает отрасль совершить этот шаг, так как анализ возможных последствий экспериментов на уже построенных атомных станциях приведет к еще большим затратам средств.

Список литературы

- 1. Касаткин А.Г. Основные процессы и аппараты химической технологии. М.: Химия, 1971. 784 с.
- 2. Новый справочник химика-технолога. Химическое равновесие. Свойства растворов. С.Пб.: АНО НПО «Профессионал», 2004. 978 с.
- Александров А.А., Григорьев Б.А. «Таблицы теплофизических свойств воды и водяного пара: Справочник. Рек. Гос. Службой стандартных справочных данных. ГСССД Р-776-98 – М.: Издательство МЭИ, 1999. – 168 с.
- 4. Jari Tuumanen Thermal-Hydraulic Studies on the Safety of VVER-440 type Nuclear Power Plants // Thesis for the Doctor Degree of Technology. Lappeenranta, Finland, 1994.
- 5. Балашов С.М., Виденеев Е.Н., Нигматулин Б.И. Влияние борной кислоты на теплогидравлические характеристики частично осушенной активной зоны // Теплоэнергетика. – 1992. – № 9. – С. 43–47.
- 6. Шмаль И.И., Иванов М.А. Процессы массопереноса борной кислоты в аварийных режимах АЭС с ВВЭР // 9-ая Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 19–22 мая 2015 г., г. Подольск.
- 7. Шмаль И.И. Изменение концентрации раствора борной кислоты в процессе функционирования УЛР // 9-ая Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 19 22 мая 2015 г., г. Подольск.
- 8. Шмаль И.И. Аналитические оценки для процесса кристаллизации // Молодой ученый. 2013. № 7 (54). С. 30–31.
- 9. Шмаль И.И. Метод расчета нестационарных изменений концентрации в выпарных установках // Молодой ученый. 2013. № 8 (55). С. 42–44.
- 10. Шмаль И.И. Проблемы моделирования кристаллизации // Молодой ученый. 2013. № 8 (55). С. 44–47.
- 11. Шмаль И.И., Иванов М.А. Расчет динамики накопления и кристаллизации соли в выпарном аппарате с переменными параметрами в спускной циркуляционной трубе // Молодой ученый. – 2014. – № 10 (69). – С. 54–61.
- 12. Шмаль И.И., Иванов М.А. Модель с распределенными параметрами для описания динамики процессов в растворах // Молодой ученый. – 2014. – № 11 (91). – С. 502–513.
- 13. Шмаль И.И. Динамика концентрации растворов в сообщающихся сосудах для открытых систем // Национальная ассоциация ученых. 2016. № 1 (17). С. 71–73.
- 14. Шмаль И.И., Иванов М.А. Обзор выполненных работ по теплофизическим процессам // Научно-техническая конференция «Теплофизика реакторов нового поколения (Теплофизика 2016)», 12–14 октября 2016 г., ГНЦ РФ ФЭИ, г. Обнинск.
- 15. Сидоров И.А. Устройство локализации расплава для АЭС с ВВЭР-1200 // 7-я МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 17–20 мая 2011 г., ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, Россия.
- Удалов Ю.П., Фёдоров Н.Ф., Лавров Б.А. и др. Функциональные материалы для пассивного управления запроектной аварией ядерного реактора на внекорпусной стадии локализации расплава активной зоны. Часть 1 // Известия Санкт-Петербургского технологического института. – 2010. – № 8. – С. 17–24.
- 17. Удалов Ю.П., Фёдоров Н.Ф., Лавров Б.А. и др. Функциональные материалы для пассивного управления запроектной аварией ядерного реактора на внекорпусной стадии локализации расплава активной зоны. Часть 2 // Известия Санкт-Петербургского технологического института. – 2010. – № 9. – С. 21–24.

Влияние концентрации раствора борной кислоты в дополнительной системе залива активной зоны на процессы массопереноса в РУ ВВЭР в случае аварии

Питык А. В., Морозов А. В., Рагулин С. В., Сахипгареев А. Р., Шлепкин А. С. $AO \ll \Gamma H \amalg P \Phi - \Phi \Im H \gg, O \delta h u h c \kappa, a sakhipgareev@ippe.ru$

Аннотация

В докладе представлены результаты расчета накопления борной кислоты в активной зоне реакторов ВВЭР нового поколения в зависимости от концентрации H₃BO₃ в системе гидроемкостей третьей ступени. Для лучшего понимания процессов накопления H₃BO₃ проанализированы процессы массопереноса борной кислоты в реакторной установке (РУ) ВВЭР при авариях с разрывом главного циркуляционного трубопровода (ГЦТ) и работой пассивных систем безопасности. Рассмотрены варианты снижения концентрации H₃BO₃ до 4 и 8 г/кг. Показано положительное влияние уменьшения концентрации борной кислоты в системе ГЕ-3 на процессы ее накопления и кристаллизации в активной зоне. Показана необходимость экспериментального исследования процессов массопереноса борной кислоты при параметрах, характерных для аварийных режимов ВВЭР.

Ключевые слова: борная кислота, накопление, кристаллизация, капельный унос, ВВЭР, аварийный режим.

Введение

В рамках концепции безопасности проекта ВВЭР-ТОИ особое внимание уделяется вопросам, связанным с накоплением и кристаллизацией борной кислоты в активной зоне при запроектных авариях с разрывом главного циркуляционного контура и потерей всех источников переменного тока в течение 72 ч. Как известно, обеспечение автономности реактора при аварийном процессе обусловливается функционированием пассивных систем безопасности (ПСБ). которые обеспечивают охлаждение активной зоны (АЗ) за счет последовательной подачи в реактор раствора борной кислоты с концентрацией 16 г/кг из гидроёмкостей первой (ГЕ-1), второй (ГЕ-2) и третьей ступеней (ГЕ-3). Активная зона в это время находится в состоянии кипения, соответственно, учитывая малую концентрацию кислоты в паровой фазе, возможно увеличение количества борной кислоты в теплоносителе активной зоны и достижение условий её кристаллизации на наружной поверхности твэлов, что может привести к ухудшению теплоотвода. Одним из рассматриваемых способов снижения риска кристаллизации борной кислоты является уменьшение концентрации кислоты в системе ГЕ-3. Соответственно, актуальной представляется задача установления значения концентрации Н₃ВО₃, при котором не будет происходить превышение предельной концентрации борной кислоты в активной зоне при аварийном процессе.

Массобмен борной кислоты при аварийном процессе в РУ ВВЭР

При возникновении аварийной ситуации с разрывом главного циркуляционного контура и последовательном срабатывании ПСБ, происходит подача раствора борной кислоты из гидроемкостей в реактор (рис. 1). Помимо этого, необходимо учитывать поступление в реактор конденсата из парогенераторов трех неаварийных петель, переводимых в аварийный режим работы за счет функционирования системы пассивного отвода тепла.

Исходя из этого можно предположить, что дальнейший массоперенос борной кислоты в активной зоне может осуществляться двумя путями. Если расход раствора борной кислоты, поступающей в опускной участок за счет работы систем ГЕ-2 и ГЕ-3, оказывается достаточным для обеспечения естественной конвекции, то происходит перемешивание раствора, как с потоками поступившего конденсата, так и с раствором борной кислоты, скопившейся в нижней части реактора. В дальнейшем происходит вынос части борной кислоты в течь (рис. 1, I). Если же перемешивания потоков конденсата и раствора борной кислоты, поступившей от ГЕ-2 и ГЕ-3, не происходит, то из-за более высокой плотности раствор борной кислоты опускается в нижнюю часть активной зоны. Выше этого слоя происходит накопление конденсата с малой кон-
центрацией кислоты. В дальнейшем излишки конденсата выносятся в течь. Таким образом, создаются условия для увеличения концентрации борной кислоты в нижней части активной зоны и достижения условий ее кристаллизации (рис. 1, II). Для оценки влияния концентрации борной кислоты в системе ГЕ-3 на ее накопление в активной зоне ВВЭР был проведен расчет изменения концентрации H₃BO₃ при аварийном процессе РУ ВВЭР.



Рис. 1. Схема движения борной кислоты в РУ ВВЭР-ТОИ при запроектных авариях с разрывом ГЦТ

Расчет накопления борной кислоты в активной зоне

При расчете был сделан ряд допущений, необходимость которых обусловлена либо сложностью процессов, происходящих в контуре, либо недостаточностью данных по свойствам водных растворов борной кислоты: при вычислениях в системе выделялись два объема: объем активной зоны (АЗ) и объем напорной камеры реактора (НКР); плотность раствора борной кислоты не зависит ее концентрации; в реакторе испаряется чистый пар без паров борной кислоты; давление в системе принималось постоянным и равным 0,3 МПа.

При расчете было принято, что номинальная мощность реактора составляет 3200 MBт. Изменение остаточного тепловыделения (N_{A3}) в активной зоне реактора после его остановки представлено в табл. 1.

Таблица 1

Время, с	100	1000	$10 \cdot 10^{3}$	$28,8 \cdot 10^3$	37,8·10 ³	50.10^{3}
Остаточное тепловыделение, отн. ед.	0,033	0,021	0,0105	0,0077	0,0072	0,007
Время, с	$100 \cdot 10^{3}$	130·10 ³	$0,5 \cdot 10^{6}$	$1,47 \cdot 10^{6}$	$2,16 \cdot 10^{6}$	
Остаточное тепловыделение, отн. ед.	0,006	0,005	0,0033	0,0022	0,0018	

Остаточное тепловыделение в активной зоне ВВЭР

Начальными данными для проведения расчетов служили параметры систем гидроемкостей пассивного залива ГЕ-2 и ГЕ-3.

Зависимость для определения конденсационной мощности парогенераторов (равная мощности теплообменников системы пассивного отвода тепла) была получена из результатов экспериментальных исследований на крупномасштабном стенде в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» [1]:

$$N_{\text{CHOT}} = \begin{cases} 144, 8 - 5,885 \cdot 10^{-4} \tau + 3,499 \cdot 10^{-9} \tau^2 \\ \pi \mu \mu \tau < 86400 \\ -131,25 + \frac{7,619 \cdot 10^4}{\sqrt{\tau}} \pi \mu \mu \tau \ge 86400 , \end{cases}$$
(1)

где *N*_{СПОТ} – конденсационная мощность парогенератора, кВт; т – время, с.

На начальной стадии аварии, когда вспененный уровень стоит выше верхней перфорации, интенсивность перетока из АЗ в НКР будет высокой, и можно считать, что свойства раствора в АЗ и в НКР одинаковы.

Масса испарившейся воды ($\Delta m_{\rm S}({\rm H_2O})$) составит за промежуток времени $\Delta \tau$:

$$\Delta m_{\rm s}({\rm H}_{2}{\rm O}) = \frac{N_{\rm A3} \cdot \Delta \tau}{h'' - h_{\rm HKP}},\tag{2}$$

где *h*" – энтальпия сухого пара при температуре насыщения, *h*_{HKP} – энтальпия раствора борной кислоты в HKP.

Масса раствора борной кислоты, поступившего в реактор из гидроемкостей и масса конденсата, образовавшегося в парогенераторе за счет работы СПОТ (Δm_{inc} (раствора)) составит:

$$\Delta m_{\rm inc}(\text{pactbopa}) = (G_{\rm FE} + G_{\rm CHOT})\Delta \tau , \qquad (3)$$

где $G_{\Gamma E}$ – расход раствора борной кислоты от ГЕ, $G_{C\Pi OT}$ – расход конденсата от парогенераторов. Масса чистой борной кислоты ($\Delta m_{inc}(H_3BO_3)$), поступившей в реактор из гидроемкостей:

$$\Delta m_{\rm inc}({\rm H}_3{\rm BO}_3) = G_{\rm TE} \cdot C_{\rm TE}({\rm H}_3{\rm BO}_3) \cdot \Delta \tau, \qquad (4)$$

где *С*_{ГЕ}(H₃BO₃) – концентрация борной кислоты в гидроемкостях системы пассивного залива АЗ.

Поскольку расход поступающей в реактор охлаждающей жидкости превышает скорость испарения в активной зоне, то часть раствора будут выливаться в в объем защитной оболочки. Масса раствора борной кислоты, поступившего в гермооболочку составит (Δm_{out} (раствора)):

$$\Delta m_{\rm out}({\rm pactbopa}) = \Delta m_{\rm inc}({\rm pactbopa}) - \Delta m_{\rm s}({\rm H_2O}). \tag{5}$$

Соответственно, концентрация борной кислоты в АЗ на первом этапе аварийного процесса будет определяться следующим соотношением:

$$C_{i}(\mathrm{H}_{3}\mathrm{BO}_{3}) = \frac{(m_{1} + m_{2})C_{i-1} + \Delta m_{inc}(\mathrm{H}_{3}\mathrm{BO}_{3})}{m_{1} + m_{2} + \Delta m_{inc}(\mathrm{pactbopa}) - \Delta m_{\mathrm{S}}(\mathrm{H}_{2}\mathrm{O})},$$
(6)

где *m*_{A3} и *m*_{HKP} – масса раствора борной кислоты в A3 и HKP соответственно.

Со временем остаточное тепловыделение будет уменьшаться, а вместе с тем будет падать и вспененный уровень в реакторе. Расстояние от активной зоны до верхнего ряда перфорации в шахте составляет 2,77 м, а разница высот между нижней образующей «холодного» патрубка ГЦК и верхним рядом отверстий в шахте реактора составляет 1,845 м. Тогда критическое паросодержание, при котором вспененный уровень будет стоять выше верхнего ряда отверстий в шахте при аварии с разрывом холодной нитки, составит:

$$\varphi_{CR} = \frac{1,845}{2,77} = 0,666.$$
⁽⁷⁾

Само паросодержание определяется по формуле из [2]:

$$\varphi = 0,26(\frac{w''^2}{g\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho' - \rho'')}}})^{0,36}(\frac{\rho''}{\rho' - \rho''})^{0,12},$$
(8)

где скорость пара w" равна:

$$w'' = \frac{N_{\rm A3}}{r \cdot \rho'' \cdot F_{\rm CS}}$$

В рассматриваемой модели второй этап аварийного процесса начинается после того, как паросодержание опустится ниже критического. На втором этапе расчета объемы АЗ и НКР рассматриваются отдельно.

В активной зоне энергия остаточного тепловыделения будет расходоваться на испарение раствора борной кислоты, поступающего в АЗ из НКР:

$$N_{\rm A3} = G_{\rm N} \left(h'' - h' \right) + G_{12} \left(h'' - h_{\rm HKP} \right), \tag{9}$$

где G_N – расход выпара, кг/с; G_{12} – расход перетока раствора борной кислоты из НКР в АЗ, кг/с, r – удельная теплота парообразования, кДж/кг, h' – энтальпия воды при температуре насыщения, кДж/кг, h'' – энтальпия пара при температуре насыщения, кДж/кг, $h_{\rm HKP}$ – энтальпия раствора борной кислоты в НКР, кДж/кг.

Массовый расход борной кислоты, выходящий из АЗ за счет процессов капельного уноса, прямо пропорционален массовому расходу пара:

$$G_{\rm Re} = Y \cdot G_{\rm N} \,, \tag{10}$$

где G_{Re} – массовый расход капельного уноса борной кислоты из АЗ и НКР, кг/с. *Y* – влажность пара на уровне перфорации шахты реактора.

Выходящая из объема активной зоны пароводяная смесь, содержащая пар и капли раствора борной кислоты, замещается раствором борной кислоты, поступающим из НКР, и конденсатом из парогенераторов:

$$G_{12} = G_{\rm N} + G_{\rm Re}.$$
 (11)

На основании этого можно записать выражение для изменения массы борной кислоты в объеме A3 за интервал времени Δτ:

$$\Delta m_{\rm A3}^{\rm B} = (G_{12}C_{\rm HKP} - G_{\rm Re}C_{\rm A3})\Delta\tau, \qquad (12)$$

где *С*_{НКР} – концентрация раствора борной кислоты в НКР, г/кг, *С*_{А3} – концентрация раствора борной кислоты в А3, г/кг.

Как было отмечено выше, раствор борной кислоты из НКР будет перетекать в объем АЗ, как в сообщающийся сосуд с расходом G_{12} , а излишки раствора, находящегося в реакторе, будут переливаться через разрыв в ГЦТ в объем гермооболочки. На основании этого можно определить массу раствора, поступившего в объем гермооболочки за время $\Delta \tau$ и изменение массы борной кислоты в объеме НКР за тот же временной интервал:

$$G_{\Gamma O} = G_{\Gamma E} + G_{C \Pi O T} + G_{Re} - G_{N}, \qquad (13)$$

$$\Delta m_{\rm HKP}^{B} = \left(G_{\rm \Gamma E}C_{\rm \Gamma E} + G_{\rm Re}C_{\rm A3} - G_{\rm 12}C_{\rm HKP} - G_{\rm \Gamma O}C_{\rm HKP}\right)\Delta\tau$$
(14)

Для определения расхода выпара с учетом (9) и (10) получим выражение для расчета остаточного энерговыделения:

$$N_{\rm A3} = G_{\rm N} \left[\left(h'' - h_{\rm HKP} \right) + Y \left(h' - h_{\rm HKP} \right) \right], \tag{15}$$

где *h*" – энтальпия сухого пара при температуре насыщения, кДж/кг.

Отсюда расход выпара равен:

$$G_{\rm N} = \frac{N_{\rm A3}}{\left(h'' - h_{\rm HKP}\right) + Y\left(h' - h_{\rm HKP}\right)}.$$
(16)

Изменение концентрации борной кислоты в активной зоне (ΔC_{A3}) за интервал времени $\Delta \tau$ составит:

$$\Delta C_{\rm A3} = \frac{\Delta m_{\rm A3}^{\rm B}}{m_{\rm A3}}.$$
 (17)

Изменение энтальпии раствора в НКР ($\Delta h_{\rm HKP}$) будет равно отношению суммарной энтальпии потоков, входящих в НКР, к сумме массы раствора борной кислоты, уже находящейся в НКР, и массы потоков, поступающих в данный объем за единицу времени. Как было отмечено выше, в объем НКР поступает раствор борной кислоты от систем гидроемкостей и из активной зоны путем капельного уноса. Помимо этого, необходимо учитывать поступление потоков конденсата, имеющего температуру насыщения, от парогенераторов трех неаварийных петель:

$$\Delta h_{\rm HKP} = \frac{\left(G_{\rm FE}h_{\rm FE} + G_{\rm CHOT}h' + G_{\rm Re}h_{\rm A3}\right)\Delta\tau}{m_{\rm HKP} + \left(G_{\rm FE} + G_{\rm CHOT} + G_{\rm Re}\right)\Delta\tau},\tag{18}$$

где $G_{\Gamma E}$ – расход раствора борной кислоты от ΓE , кг/с, $h_{\Gamma E}$ – энтальпия раствора борной кислоты в ΓE , кДж/кг, $G_{C\Pi OT}$ – расход конденсата от $\Pi \Gamma$, кг/с, h_{A3} – энтальпия раствора борной кислоты в НКР, кДж/кг, m_{HKP} – масса воды в НКР, кг.

Результаты расчета

В настоящий момент, согласно регламенту эксплуатации РУ ВВЭР концентрация борной кислоты в системе пассивного залива АЗ составляет 16 г/кг. В данном расчете рассматривались варианты снижения концентрации H₃BO₃ в системе ГЕ-3 до 4 и 8 г/кг. Результаты расчетного анализа, представленные на рис. 2, показывают, что при аварии происходит достаточно интенсивное накопление борной кислоты в активной зоне реактора.

Необходимо отметить, что по достижении 24 часов аварийного процесса концентрация борной кислоты в активной зоне не достигает предела растворимости. Кроме того, очевидна зависимость интенсивности накопления H₃BO₃ от концентрации кислоты в системе ГЕ-3. При концентрации кислоты, равной 4 г/кг превышения предельной концентрации H₃BO₃ не происходит, и, соответственно, существенно снижается риск ее кристаллизации на элементах внутрикорпусных устройств.



Рис. 2. Изменение концентрации борной кислоты в активной зоне реактора

Заключение

В качестве одного из вариантов решения проблемы накопления и кристаллизации борной кислоты в активной зоне при возникновении аварийной ситуации с разрывом главного циркуляционного трубопровода рассмотрена возможность снижения концентрации H₃BO₃ в системе ГЕ-3. Согласно полученным результатам, концентрация борной кислоты должна быть снижена до ~4 г/кг. Данный вариант решения проблемы накопления и кристаллизации предусматривает принятие множества решений в области проектирования и эксплуатации АЭС, и, как следствие, приведет к усложнению и удорожанию технологических процессов.

В то же время, процесс кристаллизации борной кислоты в активной зоне может быть замедлен или даже полностью исключен за счет выноса части борной кислоты с выходящим из активной зоны паром или за счет капельного уноса [3]. Поэтому в дальнейшем для снижения консерватизма расчетов необходимы экспериментальные исследования процессов массопереноса борной кислоты и выноса ее из активной зоны, поскольку именно они могут оказать существенное положительное влияние на изменение концентрации борной кислоты в АЗ.

Список литературы

- Experimental investigation of non-condensable gases effect on Novovoronezh NPP-2 steam generator condensa-tion power under the condition of passive safety systems operation / Kopytov I.I., Kalyakin S.G., Berkovich V.M., Morozov A.V., Remizov O.V. // Proc. of the 17th Intern. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE17). Brussels: ASME. 2009. P. 735–743.
- 2. Стерман Л.С., Тевлин С.А., Шарков А.Т. Тепловые и атомные электростанции. Учебник для вузов М.: Энергоиздат, 1982. 345 с.
- 3. Немодрук А.А., Каралова З.К. Аналитическая химия бора М.: Наука, 1964. 286 с.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект № 16-19-10649).

Расчетный код COREMELT3D для расчета аварийных и переходных процессов в быстрых реакторах с натриевым теплоносителем

Волков А. В.¹, Моряков А. В.², Раскач К. Ф.¹, Соломонова Н. В.¹, Чернухина Ю. В.¹ *I – АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, volkov@ippe.ru; 2 – НИЦ «Курчатовский институт», Москва*

Аннотация

В докладе обоснована необходимость создания трехмерной версии кода COREMELT [1] – COREMELT3D, предназначенного для расчетного анализа аварии с кипением теплоносителя, с попаданием в активную зону инородных веществ (масла, газа); переходных режимов, приводящих к несимметричной работе петель теплообмена и появлению азимутальной несимметрии в температурных полях активной зоны, к изменению подогрева теплоносителя в активной зоне реактора, связанных с перемещением органов СУЗ (определение локальных изменений температур в окрестностях органов СУЗ), а также режимов расхолаживания реактора. Представлены первые результаты верификации 3D теплогидравлического модуля. Модель кипения верифицирована на экспериментах по кипению натрия, проведенных на стенде Ispra JRC (Италия) и KNS (Германия). Модель воздушного охлаждения тестировалась в расчётах воздушного охлаждения экспериментального стенда БФС. Для проведения кроссверификации с кодом SIMMER III разработана 3D расчетная модель тестового реактора большой мощности. В докладе отмечены дальнейшие перспективы развития кода, так планируется включение в состав кода модулей термомеханики твэл и расчета распространения радиоактивных продуктов в первом контуре и по помещениям атомной станции.

Ключевые слова: код, модуль, теплогидравлика, нейтроника, связные расчеты, модель, верификация, кипение натрия, переходной режим, расхолаживание, тяжелая авария, реактор.

Связные расчёты по коду COREMELT2D [2], состоящего из 2D модуля многокомпонетной теплогидравлики в *R-Z* геометрии и диффузионного нейтронно-физического модуля RADAR3D, показали возможность расхолаживания реактора типа БH-1200 в условиях тяжёлой запроектной аварии ULOF, в которой постулируется отказ не только аварийной защиты, но и всех ПАЗ. Аналогичные результаты получены для тестовой модели реактора мощностью 1500 MBт конструктивно похожей на реактор БH-1200 по кодам SIMMER-III (EDF, Франция) и COREMELT2D (ФЭИ, Россия). Расчеты показывают, что в течение продолжительного времени реализуется режим устойчивого кипения натрия без плавления активной зоны.

С точки зрения теплогидравлики в указанных выше расчётах активная зона моделировалась в R-Z геометрии, причём ТВС представлялись кольцами, включающими в себя от нескольких до десятков ТВС, отличающихся мощностью и местоположением. С одной стороны, недостаточная подробность модели активной зоны снижает точность описания энерговыделения, с другой стороны, чрезмерное уменьшение шагов расчётной сетки по радиусу в R-Z геометрии искажает реальную картину течения теплоносителя в верхней камере на выходе из активной зоны особенно в условиях кипения натрия для больших реакторов типа БH-1200.

Кроме того, необходимость более детального моделирования верхней камеры смешения (ВКС) следует из экспериментов по кипению натрия на стенде АР-1 (ГНЦ РФ – ФЭИ, Россия) [3]. Расчеты показывают, что в результате вскипания и конденсации пузырей пара в натриевой полости реализуется обратный заброс «холодного» натрия из верхней камеры реактора в ТВС (рис. 1), причём на охлаждение головок ТВС и верхних конструкций ТВС влияет точность моделирования двухфазного потока теплоносителя в верхней камере. Аналогичные процессы наблюдались в экспериментах на АР-1. Образуемые вихри приводят к забросу холодного натрия из ВКС и скачкам температуры в натриевой полости, что показано на графиках на рис. 2.



Рис. 1. Кипение натрия. Расчет эксперимента на АР-1

Для устранения указанных недостатков разрабатывается трёхмерная версия кода COREMELT3D, предназначенная для связных расчетов нейтронно-физических и теплогидравлических нестационарных процессов в быстром реакторе с учётом кипения натрия. Код включает:

- 3D модуль двухфазной теплогидравлики в *R-Z*-Ф или *X-Y-Z* геометрии;

– два 3D нейтронно-физических модуля: диффузионный RADAR3D и новый транспортный модуль RATAN3D с солвером LUCKY-A [4].

Планируется включение в состав кода модуля термомеханики твэл на основе кода ДРАКОН, как это сделано в COREMELT2D. Также планируется сопряжение с кодами РОПАС и АЛФА-М, моделирующими распространения радиоактивных продуктов в первом контуре и по помещениям атомной станции.

Предполагаемая область применения кода – это аварии с кипением теплоносителя, с попаданием в активную зону инородных веществ (масла, газа); переходные режимы, приводящие к несимметричной работе петель теплообмена и появлению азимутальной несимметрии в температурных полях активной зоны, к изменению подогрева теплоносителя в активной зоне реактора, связанные с перемещением органов СУЗ (определение локальных изменений температур в окрестностях органов СУЗ), а также режимы расхолаживания реактора.

СЕКЦИЯ 5. Расчетные модели, коды и результаты численного моделирования



Рис. 2. Основные параметры эксперимента по кипению натрия на стенде АР-1

Для верификации 3D версии теплогидравлики используется верификационная матрица экспериментов по кипению натрия двухмерной версии кода COREMELT2D. В настоящее время выполнены расчёты экспериментов:

- стационарное кипение в трубе (Ispra JRC, Италия) [5];
- нестационарное кипение в 37-стержневом пучке (KNS, Германия) [6].

Схемы экспериментальных установок Ispra и KNS, расчётные модели и результаты расчётов по коду COREMELT3D представлены на рис. 3–6. Код примерно с той же точностью, что и двухмерная версия, моделирует параметры двухфазного потока, а именно перепады на трение двухфазного потока (рис. 4), параметры нестационарного процесса при кипении натрия (рис. 6), а именно: реверс расхода теплоносителя на входе в экспериментальную сборку, суммарное количество пара, кризис теплоотдачи на поверхности нагревателей.

Код COREMELT3D использовался в расчётах воздушного охлаждения экспериментального стенда БФС (рис. 7), причём для тестирования кода использовались полученные ранее на стенде экспериментальные данные, основанные на показаниях термопар, расположенных внутри труб стенда. Разработанная модель является основной для модели контура CAOT, а также на её основе реализована модель газового контура реактора от верхней камеры реактора до предохранительного клапана.

Валидация тяжелоаварийных кодов для быстрых натриевых реакторов (БН) является сложной задачей, так как невозможно провести полномасштабные интегральные эксперименты. Поэтому, помимо проверки различных моделей кодов на экспериментах, имитирующих отдельные физические процессы, чрезвычайно важно повысить доверие к кодам в расчётных бенчмарках.

Специалистами ГНЦ РФ – ФЭИ и французской организации ЭДФ разработана тестовая модель быстрого натриевого реактора тепловой мощностью 1500 МВт с МОКС-топливом [2], представляющая интерес с точки зрения как российских, так и французских перспективных проектов и предназначенная для проведения кросс-верификационных расчетов тяжелых аварий с помощью интегральных кодов. На рис. 8–9 представлены схема первого контура реактора и картограмма загрузки активной зоны.



Рис. 3. Схема экспериментальной секции круглая труба установки Ispra JRC (*a*) и ее расчетная область для кода COREMELT3D (*б*)



Рис. 4. Перепад давления ∆Р в зависимости от скорости натрия на входе в канал



Рис. 5. Схема рабочегоучастка экспериментальной установки KNS (*a*), расчетная область для кода COREMELT3D (*б*) и ее горизонтальные сечения (*в*)



Рис. 6. Основные параметры нестационарного процесса кипения натрия в эксперименте L22: *а* – суммарный объем пара в реакторе; *б* – расход на входе сборки; *в* – температура на высоте 820 мм

СЕКЦИЯ 5. Расчетные модели, коды и результаты численного моделирования



Рис. 8. Схема тестовой модели первого контура реактора

СЕКЦИЯ 5. Расчетные модели, коды и результаты численного моделирования



Рисунок 3 – Кибтегбарлагода уманаловинактивной страновые реактора

В ГНЦ РФ – ФЭИ расчеты проводились по коду COREMELT2D с двухмерной многофазной теплогидравликой и с трехмерной и двухмерной диффузионной и транспортной нейтроникой. В ЭДФ предварительные расчёты проводились по коду SAS-SFR, а затем использовался код SIMMER-III. Каждый из участников бенчмарка смоделировал аварию с потерей охлаждения и отказом всех активных и пассивных средств воздействия на реактивность (ULOF).

Результаты, полученные по кодам COREMELT2D и SIMMER-III, показывают, что, по крайней мере, для первого этапа аварии ULOF, в течение первых 150 с переходного процесса, отсутствует кризис теплообмена и деградация активной зоны реактора, вместо этого наблюдается устойчивое кипение натрия. Важнейшим фактом устойчивого кипения является кипение в натриевой полости над активной зоной и в нейтронной защите (рис. 10), где отрицательный эффект реактивности. Кипение проявляется в колебаниях реактивности и мощности реактора.

В данной версии кода SIMMER-III обратная связь, связанная с аксиальным расширением топливной части сердечника, не учитывалась, тогда как, при моделировании кодом COREMELT2D эта обратная связь исследовалась. Из рис. 11 видно, что учет этой обратной связи приводит к более быстрому уменьшению мощности на начальном этапе аварии и некоторой задержке в начале кипения из-за отрицательной обратной связи.

Для уточнения результатов расчётов разработан вариант трёхмерной модели тестового реактора в *X-Y-Z* геометрии (рис. 12). Предполагается, что в расчетах тестовой модели реактора будет продемонстрирована возможность применения трёхмерной версии кода в связных расчётах аварий типа ULOF на быстрых натриевых реакторах.



СЕКЦИЯ 5. Расчетные модели, коды и результаты численного моделирования







Рис. 12в. Трехмерная расчетная область ¼ реактора для расчетов по коду COREMELT3D: *в* – *X*-*Y* сечение, *k* = 20

Список литературы

- Ashurko I.M., Volkov A.V., Raskach K.F. Coremelt-2D code for analysis of severe accidents in a sodium fast reactor // Intern. Conf. on Fast Reactor and Related Fuel Cycle: Safe Technologies and Sustainable Scenarios (FR13), IAEA, March 4–7, 2013, Paris, France. – T1-CN-199/453, Track 03.
- Lemasson D. et al. Benchmark between EDF and IPPE on the behavior of low sodium void reactivity effect sodium fast reactor during an unprotected loss of flow / Intern. Conf. on Fast Reactor and Related Fuel Cycle: Next Generation Nuclear Systems for Sustainable Development (FR17), IAEA, June 26–29, 2017, Yekaterinburg, Russian Federation. – IAEA-CN-245-177. – 10 c.
- 3. Хафизов Р.Р. и др. Экспериментальные исследования теплообмена при кипении натрия в модели ТВС в обоснование безопасности перспективного реактора на быстрых нейтронах // Изв. ВУЗов. Ядерная энергетика. 2015. № 3. С. 85–96.
- 4. Егоров А.Л., Моряков А.В., Раскач К.Ф. Исследование эффективности параллельного алгоритма решения критической задачи, реализованного в программе LUCKY-A // ВАНТ. Серия: Физика ядерных реакторов. 2017. Вып. 2. С. 33–38.
- 5. Kottowski H.M., Savatteri A. Fundamentals of liquid metal boiling thermohydraulics // Nucl. Eng. and Des. 1984. Vol. 82. № 2, 3. P. 281–04.
- 6. Huber F. at al. Steady State and Transient Sodium Boiling Experiments in a 37-pin Bundle // Nucl. Eng. and Des. 1987. Vol. 100. P. 377–386.

Моделирование теплообмена при продольном течении в пучках труб с искусственной шероховатостью

Душенков С. Б., Прокопьев А. Ю.

НИЦ «Курчатовский институт», Москва, <u>Prokopyev AY@nrcki.ru</u>

Аннотация

Цель исследования – определение параметров теплообмена при продольном обтекании пучка труб при введении интенсификаторов в виде шероховатых поверхностей.

Для решения поставленной задачи использован CFD код Ansys CFX.

Верификация расчетной методики выполнена по экспериментальным данным, полученным при течении воды в кольцевых и прямоугольных каналах с искусственной шероховатостью.

В работе приведены результаты расчетного определения влияния интенсификаторов на теплообмен при продольном обтекании пучка труб.

Результаты работы могут быть использованы при расчетах теплогидравлических процессов в теплообменном оборудовании.

Ключевые слова: интенсификация теплообмена, шероховатая поверхность, коэффициент теплоодачи, верификация, трубный пучок, продольное обтекание, поперечное оребрение, искуственная шероховатость.

Введение

При проектировании теплообменного оборудования одним из главных вопросов является надежное обеспечение теплового потока между жидкостью и стенкой.

В настоящей работе рассматривались методы интенсификации теплообмена связанные с разрушением пристенных слоев жидкости за счет искусственной шероховатости, не приводящих к увеличению массогабаритных характеристик теплообменника.

Выполненный к настоящему времени объем экспериментальных и теоретических работ по изучению теплообмена и гидродинамики на шероховатых поверхностях зачастую оказывается недостаточным для практического применения, так как полученные критериальные зависимости имеют крайне узкий диапазон применимости, и не перекрывают многообразие возможных геометрических конфигураций теплообменных аппаратов.

Цель работы – определение параметров теплообмена при продольном обтекании пучка труб при введении интенсификаторов в виде шероховатых поверхностей.

1. Общие сведения

1.1. Виды поверхностных интенсификаторов теплообмена

С целью увеличения конвективного коэффициента теплоотдачи рассмотрены интенсификаторы теплообмена, которые можно условно разделить на: поверхности с прямыми, кольцевыми ребрами и ребрами в виде небольших цилиндров (шипов). Схематично различные виды ребер (поверхностные интенсификаторы) показаны на рис. 1.

В работе рассмотрены следующие виды ребер:

1) кольцевые ребра (двухразмерная искусственная шероховатость) с различным вариантами профиля ребра:

а) равносторонний треугольник,

б) прямоугольная трапеция сонаправленная с потоком,

в) прямоугольная трапеция противонаправленнная потоку,

г) гладкий профиль ребра,

д) прямоугольный профиль;

2) ребра в виде шипов (трехразмерная искусственная шероховатость):

а) в виде окружности,

б) в виде ромба;

3) продольные ребра

а) прямые ребра.

При течении с высокими скоростями часто используется закрутка потока при помощи спиральной навивки либо пуклевки. Случаи с высокими скоростями потока и соответственно закрутка потока в настоящей работе не рассматриваются.



Рис. 1. Виды поверхностных интенсификаторов теплообмена и их модификации

При течении с высокими скоростями часто используется закрутка потока при помощи спиральной навивки либо пуклевки. Случаи с высокими скоростями потока и соответственно закрутка потока в настоящей работе не рассматриваются.

Для указанных выше вариантов профилей интенсификаторов исследовалось влияние их геометрических размеров, а именно шага (S), высоты ребра (h), ширины/диаметра ребра (b), углового шага ребра (f).

1.2. Методика обработки результатов расчета и используемые модели

Расчеты производились методом конечных элементов в ПК ANSYS CFX.

Количество тепла, переданного теплоносителю, определялось двояко:

- по изменению энтальпии воды:

$$Q = G \cdot (i_{\text{BMX}} - i_{\text{BX}}),$$

где *i*_{вх}, *i*_{вых} – среднерасходные значения энтальпий на входе и выходе расчетной модели охлаждающей жидкости соответственно;

 по среднеинтегральному тепловому потоку через интерфейс «шероховатая поверхность – охлаждающая жидкость»:

$$Q = \int q dF$$

Расхождение количества тепла определенными двумя вышеописанными способами не превышало 0,1 %.

Коэффициент теплоотдачи определяется по уравнению:

$$a = \frac{Q}{\left(t_{\rm c} - t_{\rm w}\right) \cdot F} \, .$$

Выбор расчетной температуры t_{π} законом Ньютона–Рихмана не определен. В настоящей работе за расчетную температуру принята температура $(\overline{t}_{BX} + \overline{t}_{BbIX})/2$, где \overline{t}_{BbIX} – среднерасходное значение температуры на выходе расчетной модели охлаждающей жидкости.

Коэффициент теплоотдачи приведен к площади теплопередающей поверхности гладкой (неоребренной) стенки. Такой способ позволяет путем непосредственного сравнения с гладкой поверхностью весьма просто оценить эффективность различных поверхностей нагрева.

Коэффициент гидравлического сопротивления определяется по уравнению:

$$\xi = 2 \cdot \frac{d_{\Gamma} \cdot \left(P_{\text{Bbix}} - P_{\text{Bx}}\right)}{l \cdot \overline{\rho} \cdot \overline{w}^2}$$

Значения $P_{\rm BX}$, $P_{\rm BbIX}$ рассчитываются как средние по сечению давления входа и выхода охлаждающей воды в расчетной модели. При наличии теплообмена коэффициент гидравлического сопротивления, помимо скорости потока, зависит так же и от температурных условий. При турбулентном режиме течения этот последний фактор учитывается параметром $\left(\frac{Pr_f}{Pr_w} \right)^{-1/3}$, предложенным М.А. Михеевым [3].

Приведенный коэффициент гидравлического сопротивления:

$$A = \xi \left(\frac{Pr_f}{Pr_w}\right)^{-1/3}.$$

Значение $\overline{\rho}$ рассчитывается для температуры $(\overline{t}_{BX} + \overline{t}_{Bbix})/2$. Значение \overline{w} принято по сечению входа охлаждающей воды в расчётную модель.

Теплопередающая способность поверхностей определялась из уравнения:

$$K_f = Nu_f Pr_f^{-0.43} \left(\frac{Pr_f}{Pr_w}\right)^{-0.23}$$

где $Nu_f = \frac{a \cdot d_{\Gamma}}{\lambda}$ – число Нуссельта; $Pr_f^{-0.43}$ – множитель, учитывающий изменение свойств

охлаждающей воды; $(Pr_f/Pr_w)^{-0.25}$ – множитель, учитывающий изменение свойств воды по высоте канала.

Значение λ рассчитывается для температуры $\left(\overline{\mathit{t}}_{_{BX}}+\overline{\mathit{t}}_{_{Bbix}}\right)/2$.

1.3. Выбор модели турбулентности

Выбор модели турбулентности произведен на примере расчетов теплоотдачи при продольном течении в пучке труб с кольцевыми прямоугольными ребрами (1 д) с высотой элемента шероховатости 2 мм, шириной 2 мм и шагом 28,5 мм (подробнее в разделе 3).

На рис. 2 представлены результаты расчетов для следующих моделей турбулентности:

- без турбулентности (laminar);
- высокорейнольдсовская модель k-є;
- низкорейнольдсовские модели *k*-ω и модель переноса касательных напряжений (SST);
- модель рейнольдсовских напряжений (BSL Reynolds Stress).

Характер расчетной сетки представлен на рис. 3, сеточная сходимость при этом достигнута.

Из анализа рис. 2 видно, что:

– модель без моделирования турбулентности (laminar) в левой части интересующей нас области скоростей показывает, что увеличение расхода сопровождается почти двухкратным падением коэффициента теплоотдачи. Такое поведение не соответствует физическим представлениям, и объясняется выходом за границы определения модели – началом переходного режима течения. В дальнейшем данная модель для расчетов не используется;

– модель турбулентности k-є в левой части интересующей нас области показывает характер изменения коэффициента теплоотдачи отличающийся от других моделей. Это объясняется тем, модель является «высокорейнольдсовой» и в некоторых случаях не может описывать такое явление как «срыв течения». В дальнейшем данная модель для расчетов не используется;

остальные модели турбулентности дают схожие результаты.





Рис. 2. Коэффициент теплоотдачи и необратимые потери давления на сопротивление трения для различных моделей турбулентности

Рис. 3. Характер расчетной сетки

Следует отметить, что:

– модель SST, являющейся комбинацией моделей k- ε и k- ω , где для пристеночного слоя используется k- ω , для внешнего региона k- ε , теоретически более универсальна чем «низкорейнольдсовая» k- ω ;

– использование модели турбулентности BSL Reynolds Stress требует значительно больших вычислительных (временных) ресурсов, чем любая из рассмотренных моделей, при том, что ее результаты по характеру схожи с моделями SST и k- ω .

Таким образом, для дальнейших расчетов использована только модель SST.

2. Верификация расчета

В середине 20 века проводились исследования в области интенсификации теплообмена методом создания двухразмерной искусственной шероховатости. Довольно подробно этим занимались Гомелаури В.И. [1] и Федынский О.С. [2].

2.1. Эксперимент Гомелаури, установка № 1

В вертикальный концентрический кольцевой канал высотой ~1600 мм, образованный экспериментальной трубкой внутри и трубой с внутренним диаметром 33 мм снаружи, снизу подавалась вода.

В экспериментальной трубке из нержавеющей стали 1X18Н9Т путем пропускания по ней переменного электрического тока формировалось энерговыделение, при этом с помощью скользящей хромель-алюмелевой термопары производилось измерение температуры на внутренней поверхности экспериментальной трубки.

Эксперименты выполнялись со следующими геометриями экспериментальных трубок:

– гладкая трубка наружным диаметром 10 мм;

трубки с кольцевыми прямоугольными ребрами (типа 1д) двух типоразмеров (трубки № 3 и № 4).

Основные геометрические характеристики экспериментальных трубок приведены в таблице 1.

Таблица 1. Основные геометрические характеристики трубок

	Высота	Ширина	Шаг между	Отношение площади
N⁰	элемента	элемента	элементами	поверхности шероховатой
трубки	шероховатости	шероховатости	шероховатости	трубки к площади
	<i>h</i> , мм	<i>b</i> , мм	<i>S</i> , мм	поверхности гладкой
-	—	—	—	1
3	0.68	0.68	20,0	1,069
4	0,68	0,08	40,0	1,035

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости теплопередающей способности (K_f) от числа Рейнольдса представлены на рис. 4.

СЕКЦИЯ 5. Расчетные модели, коды и результаты численного моделирования



Рис. 4. Зависимость $K_f = f(Re_f)$

Как видно из графика результаты расчетов показали хорошее совпадение полученных данных с известным уравнением М.А. Михеева $Nu_f = 0,021 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,43} \left(Pr_f / Pr_w \right)^{0,25}$ для глад-кой трубки (зеленые треугольники на графике) и с результатом эксперимента для шероховатых поверхностей (синие ромбики и красные прямоугольники на графике). Среднеквадратические отклонения K_{f_5} полученного расчетным путем относительно экспериментального для трубок 3 и 4, составляют 3 %, для гладкой трубки – 5 %.

Полученные результаты, в целом, позволяют говорить о том, что применяемая методика расчета позволяет хорошо описать экспериментальные данные, полученные Гомелаури для кольцевого канала с учетом интенсификаторов.

2.2. Эксперимент Гомелаури, установка № 2

В горизонтальный прямоугольный канал длиной 2000 мм, шириной 180 мм и высотой порядка 18 мм подавалась вода. Канал образован исследуемой (шероховатой) поверхностью и тремя гладкими пластинами из гетинакса, причем шероховатая поверхность представляла собой нижнюю стенку канала, а пластины из гетинакса – его верхнюю и боковые стенки.

В экспериментальной поверхности, изготовленной из фольги марки 1X18H9T, путем пропускания по ней переменного электрического тока формировалось энерговыделение при этом с помощью хромель-алюмелевых термопар по длине канала производилось измерение температуры внутренней поверхности. С помощью *U*-образных дифференциальных манометров измерялся перепад давления в канале.

Эксперименты выполнялись со следующими геометриями экспериментальных поверхностей:

гладкая поверхность;

 поверхности с прямоугольными ребрами (типа 1 д) с рахзличными шагами между элементами шероховатости (поверхности № 1, № 3 и № 4).

Основные геометрические характеристики исследуемых поверхностей приведены в таблице 2.

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости теплопередающей способности от числа Рейнольдса представлены на рис. 5.

Как видно из графика результаты расчетов показали хорошее совпадение полученных данных с известным уравнением М.А. Михеева $Nu_f = 0,021 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,43} \left(Pr_f / Pr_w \right)^{0,25}$ для глад-кой трубки. Среднеквадратические отклонения расчетных данных относительно эксперимен-

кой труоки. Среднеквадратические отклонения расчетных данных относительно экспериментальных не превышают 7 %.

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости приведенного коэффициента гидравлического сопротивления (*A*) от числа Рейнольдса представлены на рис. 6.

СЕКЦИЯ 5. Расчетные модели, коды и результаты численного моделирования

No	Высота	Ширина	Шаг между	Отношение площади
JN≌ Hopeny	элемента	элемента	элементами	поверхности шерохова-
поверх-	шероховатости	шероховатости	шероховатости	той трубки к площади
ности	<i>h</i> , мм	<i>b</i> , мм	<i>S</i> , мм	поверхности гладкой
—	—			1
1			6	1,341
3	1,0	1,0	26	1,080
4			52	1,041





Рис. 5. Зависимость $K_f = f(Re_f)$

Рис. 6. Зависимость A = f(Re)

Результаты расчета и экспериментальных данных для гладкой поверхности хорошо ложиться на законы Блазиуса и Филоненко в областях соответствующих пределам применимости законов. Среднеквадратические отклонения составляют 4 %.

Среднеквадратические отклонения результатов расчета и эксперимента для приведенного гидравлического сопротивления для поверхности 3 составляют 2 %, для поверхностей 1 и 4 – 13 и 8 % соответственно.

Полученные результаты, в целом, позволяют говорить о том, что применяемая методика расчета позволяет хорошо описать экспериментальные данные, полученные Гомелаури для прямоугольного канала с учетом интенсификаторов.

2.3. Эксперимент Федынского

В вертикальный кольцевой канал с шириной щели δ = 1,5 – 1,64 мм, образованной экспериментальной трубкой внутри и трубой с внутренним диаметром 16 мм снаружи, снизу подавалась вода.

В экспериментальной трубке из красной меди тепловой поток формировался путем конденсации внутри нее пара. С помощью термопар измерялась температура воды в канале и температура пара на входе в теплообменную поверхность. С помощью трубок для отбора давления измерялся перепад давления в канале.

Эксперименты выполнялись со следующими геометриями экспериментальных трубок (табл. 3):

гладкая трубка (трубка № 1);

трубка с кольцевыми ребрами (типа 1д) (трубка № 3) и треугольными ребрами (типа 1а) (трубка № 2).

Удельный тепловой поток в эксперименте менялся в пределах 140–500 кВт/м². Для расчетов тепловой поток на внутренней поверхности экспериментальной трубы задавался равным 275 кВт/м².

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости теплопередающей способности от числа Рейнольдса представлены на рис. 7.

Как видно из графика результаты расчетов показали хорошее совпадение полученных данных с экспериментальными данными (среднеквадратические отклонения менее 20%) и с известным уравнением М.А. Михеева $Nu_f = 0,021 Re_f^{0,8} Pr_f^{0,43} \left(Pr_f / Pr_w \right)^{0,25}$ для гладкой трубки.

	Высота	Ширина	Шаг между	Отношение площади		
N⁰	элемента	элемента	элементами	поверхности шероховатой		
трубки	шероховатости	шероховатости	шероховатости	трубки к площади поверхности		
	<i>h</i> , мм	<i>b</i> , мм	<i>S</i> , мм	гладкой		
	Гладкий кольцевой канал $\delta = 1,5$ мм					
1	-	-	—	1		
	Кольцевой канал с кольцевыми треугольными ребрами δ = 1,6 мм					
2	0,15	0,15	3	1,0382		
	Кольцевой канал с кольцевыми прямоугольными ребрами $\delta = 1,64$ мм					
3	0,15	0,15	2,5	1,1205		





Рис. 7. Зависимость $K_f = f(Re_f)$

Рис. 8. Зависимость A = f(Re)

Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными в виде зависимости приведенного коэффициента гидравлического сопротивления от числа Рейнольдса представлены на рис. 8.

Результаты расчета и экспериментальных данных для гладкой поверхности хорошо ложиться на законы Блазиуса и Филоненко в областях соответствующих пределам применимости законов. Среднеквадратические отклонения 3 %.

Среднеквадратические отклонения результатов расчета и эксперимента для приведенного гидравлического сопротивления для поверхностей с нанесенной шероховатостью не превышают 17%.

Полученные результаты, в целом, позволяют говорить о том, что применяемая методика расчета позволяет хорошо описать экспериментальные данные, полученные Федынским с учетом интенсификаторов.

2.4. Заключение по верификации расчетной модели с экспериментальными данными

Сопоставление экспериментальных и расчетных данных приведены на рис. 9 и 10 для теплопередающей способности поверхности и приведенного коэффициента гидравлического сопротивления соответственно.

Проведенное сравнение экспериментальных данных с расчетами показало хорошее согласование. Среднеквадратические отклонения расчетных данных для экспериментов Гомелаури не превышают 10 %, для экспериментов Федынского – 20 %.

Полученные результаты, в целом, позволяют говорить о том, что применяемая методика расчета позволяет хорошо описать экспериментальные данные при течении в каналах с учетом интенсификаторов.



Рис. 9. Сопоставление экспериментальных данных с расчетами для теплопередающей способности поверхности

Рис. 10. Сопоставление экспериментальных данных с расчетами для приведенного коэффициента гидравлического сопротивления

3. Моделирование теплообмена при продольном течении в пучках труб с различными интенсификаторами теплообмена

3.1. Расчетная модель

В настоящем разделе рассматривается влияние на интенсификацию теплообмена и гидродинамику поверхностей с различными интенсификаторами теплообмена.

Рассматривается влияние профилей интенсификаторов и их геометрических размеров на коэффициент теплоотдачи и величину необратимых потерь давления в канале.

Рассматриваемая область скорости воды (средней по сечению) ограничена снизу значением 6 см/с.

Область скоростей воды ниже 6 см/с имеет свои особенности, которые рассматриваются в разделе 4.

Для проведения расчетов и сравнения их результатов была принята геометрия с шахматным расположением труб с наружным диаметром d = 75 мм с шагом расположения $s_2 = 90$ мм (относительный шаг x = 1,2).

Для двухразмерной шероховатости с целью уменьшения расчетного времени была выбрана эквивалентная по площади расчетная ячейка (то есть с эквивалентным гидравлическим диаметром), при этом расчетная модель была выбрана с центральным углом 1°.

На рис. 11 представлена элементарная расчетная ячейка трубного пучка и ее эквивалент в форме кольцевого канала.

Результаты предварительных расчетов показали, что уменьшение размера расчетной модели за счет применения эквивалентной ячейки в виде сектора слабо повлияло на результирующие параметры (изменение коэффициента теплоотдачи и потери давления при переходе к эквивалентной ячейке б) не превышают 5 %).

Сечение рассматриваемого канала по высоте представлено на рис. 12.

При сравнении в качестве «исходного» профиля поверхности приняты кольцевые прямоугольные ребра (типа 1д) с высотой элемента шероховатости 2 мм, шириной 2 мм и шагом 28,5 мм.

Толщина материала стенки трубы расчетной модели – 2 мм при теплопроводности λ = 10 Bt/м/K.

Так как температура и теплосъем с исследуемой поверхности зависит от теплопередачи, подвод тепла к исследуемой поверхности теплообмена моделировался граничным условием III рода, которое включало в себя приведенный коэффициент теплоотдачи на внутренней стороне цилиндрической стенки, равный 900 Вт/(м²·K). Температура внутренней поверхности нагреваемой поверхности принята равной 90 °C.



Для сравнения интенсифицирующих способностей различных ребер температуры воды на входе была принята равной 10 °C.

С целью исследования зависимости теплопередачи от скорости охлаждающего теплоносителя, в расчетной модели на входе охлаждающей воды задавалась переменная скорость теплоносителя.

Следует отметить, что на коэффициент теплоотдачи оказывает влияние изменение свойств охлаждающего теплоносителя по длине канала, что также рассматривается далее.

3.2. Влияние температуры воды на теплоотдачу

Зависимости теплопередающей способности поверхности с «исходным» профилем для различных температур входа воды представлены на рис. 13.

Из рис. 13 видно, что коэффициент теплоотдачи при изменении температуры воды зависит только от ее свойств. Причем при увеличении температуры теплоносителя, вследствие уменьшения числа Прандтля, коэффициент теплоотдачи выше. Изменение теплопередающей способности, возникающей за счет изменение свойств воды, учтено множителем Pr^{-0.43}. Совпадение графиков показывает на одинаковую интенсифирующую способность поверхности независимо от свойств воды.

При дальнейшем сравнении интенсификационных способностей шероховатых поверхностей температура воды на входе была выбрана 10 °C.



Рис. 13. Зависимости $K_f = f(Re_f)$ для различных температур входа воды

3.3. Влияние шага элементов шероховатости

Основные геометрические характеристики для всех исследуемых поверхностей приведены в таблице 4.

	Высота	Ширина	Шаг между	Отношение площади
N⁰	элемента	элемента	элементами	поверхности шероховатой
трубки	шероховатости	шероховатости	шероховатости	трубки к площади поверхности
	<i>h</i> , мм	<i>b</i> , мм	<i>S</i> , мм	гладкой
1			10	1,4171
2			20	1,2064
3	2	2	28,5	1,1474
4			35	1,1180
5			50	1,0843
6		—	—	1

Таблица 4. Основные геометрические характеристики

Зависимости теплопередающей способности для различных профилей поверхности представлены на рис. 14.

Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 15.



Рис. 14. Зависимости $K_f = f(Re_f)$ для различных значений шага (s)



Из рисунков видно, что использование искусственной шероховатости способствует интенсификации теплообмена (увеличение теплопередающей способности при Re > 2000 приблизительно в два раза).

Появление перегиба на графиках для гладкой поверхности и минимального шага *s* = 10 мм соответствуют началу турбулизации потока.

Увеличение или уменьшение шага расположения шероховатости не приводит к однозначной интенсификации, и в целом отличается между собой в пределах 5 %. При Re \rightarrow 1800+ ($w \rightarrow 0,1+$ м/с) происходит выравнивание теплопередающих способностей, причем, если при меньших значениях числа Рейнольдса лучшим коэффициентом теплоотдачи обладают большие шаги *s*, то в области больших чисел Рейнольдса при уменьшении шага коэффициент теплоотдачи увеличивается.

При скоростях более 0,2 м/с наибольшим коэффициентом теплоотдачи при наименьшей потере давления (при оребрении) соответствует шаг 10 мм.

3.4. Влияние высоты элемента шероховатости

Основные геометрические характеристики для всех исследуемых поверхностей приведены в таблице 5. Зависимости теплопередающей способности для различных профилей поверхности представлены на рис. 16. Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 17.

	Высота	Ширина	Шаг между	Отношение площади
Ma	элемента	элемента	элементами	поверхности шероховатой
JV≌	шероховатости	шероховатости	шероховатости	трубки к площади поверхно-
	<i>h</i> , мм	<i>b</i> , мм	<i>S</i> , мм	сти гладкой
1	1			1,0728
2	1,5	r	28.5	1,1099
3	2	2	28,3	1,1474
4	3			1,2240
5	0	-	-	1

Таблица 5. Основные геометрические характеристики



Рис. 16. Зависимости $K_f = f(Re_f)$ для различных высот (*h*)



Из рисунков видно, что шаг высоты элемента шероховатости значительно влияет на интенсифицирующую способность шероховатой поверхности, при этом рост коэффициента теплоотдачи сопровождается значительным ростом потерь давления.

Видно, что перегибы графика коэффициента теплоотдачи соответствующие переходу к турбулентному режиму происходят тем позже, чем меньше высота шероховатости, что объясняется способностью более высоких элементов шероховатости разрушать вязкий подслой при меньших скоростях.

3.5. Влияние ширины элемента шероховатости

Основные геометрические характеристики для всех исследуемых поверхностей приведены в таблице 6.

Зависимости теплопередающей способности для различных профилей поверхности представлены на рис. 18. Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 19.

Из рисунков выше видно, что изменение ширины элемента шероховатости *b* практически не влияет на интенсифицирующую способность поверхности.

Незначительное увеличение теплоотдачи происходит при уменьшении ширины элемента шероховатости для Re < 2000 (*w* < 0,1 м/с).

Потери давления при протекании теплоносителя меньше при увеличении ширины ребра элемента шероховатости.

	Высота	Ширина	Шаг между	Отношение площади
Mo	элемента	элемента	элементами	поверхности шероховатой
JN≌	шероховатости	шероховатости	шероховатости	трубки к площади
	<i>h</i> , мм	<i>b</i> , мм	<i>S</i> , мм	поверхности гладкой
1		1		1,1456
2	2	2	28,5	1,1474
3		3		1,1493

Таблица 6. Основные геометрические характеристики



3.6. Влияние различной формы элемента шероховатости

Основные геометрические характеристики исследуемых поверхностей приведены в таблице 7.

	Высота	Ширина	Шаг между	Отношение площади		
Mo	элемента	элемента	элементами	поверхности шероховатой		
JN≌	шероховатости	шероховатости	шероховатости	трубки к площади		
	<i>h</i> , мм	<i>b</i> , мм	<i>S</i> , мм	поверхности гладкой		
1 (1д)		2	28.5	1,1474		
2 (1a)		2	28,3	1,0907		
3 (16)	2	2 / 12*	20 5	1,0920		
4 (1в)	2	2/12.	28,3	1,0920		
5 (1г)		2 / 6*	28,5	1,0260		
6 (1a)		3,2	3,2	1,6424		
7 (1a)	3	20	25	1,0686		
8 (1a)	1	10	12	1,0277		
9	0	0	-	1,0		
* – размер	основания профиля э.	лемента шероховатос	ТИ			

Таблица 7. Основные геометрические характеристики

Зависимости теплопередающей способности для различных форм поверхности представлены на рис. 20.

Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 21.

Из рисунков видно, что форма элемента шероховатости значительно влияет на интенсифицирующую способность шероховатой поверхности.

Наиболее эффективная теплообменной поверхностью при $\text{Re} > 3000 \ (w > 0.2 \text{ м/c})$ является поверхность с плотно расположенным треугольным профилем шероховатости (6), при этом потери давления при обтекании данной поверхности относительно низки.

При Re < 3000 (w < 0,2 м/с) форма элемента шероховатости мало влияет на интенсифицирующую способность поверхности, за исключением случая 5 (гладкий профиль) и 8 (треугольный профиль с относительно большим основанием).







3.7. Трехмерная искуственная шероховатость и прождольное ребро

Для исследования влияния формы элемента шероховатости в виде шипов на интенсифицирующую способность шероховатой поверхности рассмотрены турбулизаторы в форме трехразмерной искусственной шероховатости.

Также для сравнения рассчитаны параметры для трубы с продольным ребром.

Основные геометрические характеристики исследуемых поверхностей приведены в таблице 8.

Зависимости теплопередающей способности для различных форм поверхности представлены на рис. 22. Зависимости коэффициента теплоотдачи, а также величины необратимых потерь давления представлены на рис. 23.

	Высота	Ширина	Шаг между	Отношение площади
No	элемента	элемента	элементами	поверхности шероховатой
JN≌	шероховатости	шероховатости	шероховатости	трубки к площади
	<i>h</i> , мм	<i>b</i> , мм	<i>S</i> , мм	поверхности гладкой
1 (2a)	5	10	40/30°	1,1958
2 (2a)	3	10	30/30°	1,1582
3 (2a)	2	6	20/150	1,2843
4 (26)		6 / 6	20/13	1,2567
5 (3a)	3	3	—/30°	1,3064

Таблица 8. Основные геометрические характеристики



с различной формой элемента шероховатости

и потери давления на сопротивление трения с различной формой элемента шероховатости

Продольные ребра (типа 3а) при продольном направлении потока теплоносителя практически не приводят к интенсификации теплообмена, так как не способствуют разрушению вязкого подслоя, и увеличение коэффициента теплоотдачи в основном определяется увеличением площади теплообмена (развитием поверхности).

Использование ребер в виде шипов (поверхности 3 и 4) позволяет значительно увеличить коэффициент теплоотдачи. Наибольший эффект достигается при относительно малом угловом шаге между элементами шероховатости. Значительный прирост теплоотдачи происходит при Re > 3000 (w > 0,25 м/c). Профиль шипа в виде ромба эффективней относительно шипа круглго сечения, но при этом имеет большие потери давления при его обтекании.

3.8. Вывод по результатам

Использование искусственной шероховатости позволяет повысить коэффициент теплоотдачи поверхности во всем рассматриваемом диапазоне скоростей. При этом рост коэффициента теплоотдачи сопровождается ростом необратимых потерь давления.

Для искусственной шероховатости в виде кольцевых ребер:

– ширина элемента прямоугольного оребрения практически не оказывает влияния на ко-эффициент теплоотдачи;

– в расчетах не удалось обнаружить существование оптимального шага S/h = 13, отраженного в различных источниках. При том что данный шаг обладает максимальным гидравлическим сопротивлением, относительно более и менее плотных шагов шероховатости.

Продольные ребра практически не интенсифицируют теплообмен, но позволяют увеличить тепловой поток за счет увеличения (развития) поверхности теплообмена.

Наилучшей интенсифицирующей способностью обладают шипы в виде ромба.

Такие параметры как шаг и высота элемента шероховатости оказывают значительное влияние как на коэффициент теплоотдачи, так и на величину необратимой потери давления. Оптимальные геометрические характеристики шероховатости должны выбираться из условий объекта применения, при этом в качестве отправной точки могут выступать результаты, приведенные в настоящей работе.

4. Теплоотдача при малых скоростях

При выполнении анализа было замечено, что в области малых скоростей (менее 0,05 м/с) наблюдается рост коэффициента теплоотдачи.

Результаты расчетных данных по средней теплоотдаче шероховатой поверхности для различного шага элементов шероховатости «исходного» профиля представлены на рис. 24 и 25 для диапазона скоростей 0,01 м/с < w < 0,2 м/с (Re < 2500).

Как видно из графиков, рост коэффициента теплоотдачи относительно экстремума, соответствующего примерно 0,044 м/с, для скорости 0,01 м/с составляет ~25 %.

Это связано с тем, при малых скоростях профиль скорости начинает меняться, и преобладающим фактором переноса тепла становится естественная конвекция.



На рис. 26 и 27 представлены профили скорости для шероховатой поверхности с шагом 28,5 мм и гладкой поверхности.

Из рисунков видно, что при скоростях менее 0,06 м/с характер гидродинамического профиля становится ближе к профилю скорости при свободной конвекции. При этом меняется и гидродинамический пограничный слой, форма и размер которого существенно влияют на теплоотдачу.

В п. 3.5 отмечено, что при Re \rightarrow 1800+ ($w \rightarrow 0,1+$ м/с) происходит «зеркальная» смена теплопередающей способности.

Исследование возможности интенсификации при малых скоростях необходимо подтверждать экспериментально, с целью верификации расчетной методики.



Выводы

Примененная методика расчета теплогидравлических характеристик при течении в канале с интенсификаторами теплообмена в виде шероховатости хорошо описывает экспериментальные данные:

 для прямоугольного профиля оребрения (типа 1д) для кольцевого и прямоугольного каналов;

для различных профилей оребрения (типы 1д и 1а) для кольцевого канала.

Результаты расчетов для пучка труб позволяют сделать следующие выводы:

– использование искусственной шероховатости позволяет вдвое повысить теплопередающую способность;

– при больших скоростях (Re > 2000) целесообразно использование элементов шероховатости с более плотным шагом, при малых скоростях теплообмен лучше при более разряженном расположении элементов. При этом гидравлические потери потока теплоносителя неоднозначно зависят от плотности элементов, и максимальны при относительном шаге $S/h \sim 13$;

– увеличение высоты элемента шероховатости позволяют увеличить теплоотдачу, с одновременным увеличением необратимых потерь давления;

– ширина элемента шероховатости практически не оказывает влияния на коэффициент теплоотдачи.

 при Re > 2500 поверхность с трехразмерным элементом шероховатостью с формой ребра в виде ромба обладает наилучшей теплопередающей способностью;

– в области малых скоростей (Re < 1000) преобладающим фактором переноса тепла становится естественная конвекция, при этом, чем меньше скорость течения по каналу тем выше коэффициент теплоотдачи.

При выполнении оптимизации целесообразно варьировать шаг и высоту кольцевых ребер исходя из условий применения объекта.

Список литературы

- 1. Гомелаури В.И., Канделаки Р.Д., Кипшидзе М.Е. Интенсификация конвективного теплообмена под воздействием искусственной шероховатости / В кн.: Вопросы конвективного теплообмена и чистоты водяного пара – Тбилиси: «Мецниереба», 1970. – С. 98–131.
- 2. Федынский О.С. Интенсификация теплообмена при течении воды в кольцевом канале / В кн.: Вопросы теплообмена М.: Изд-во АН СССР, 1959. С. 53–66.
- 3. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. Изд. 2-е, стереотип. М.: «Энергия», 1977.

Исследование вибрации твэлов перспективных конструкций ТВС РУ ВВЭР

Макаров В. В., Носенко А. П., Афанасьев А. В., Егоров Ю. В., Матвиенко И. В., Пучков М. В.

ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, makarov@grpress.podolsk.ru

Аннотация

В работе представлены результаты экспериментальных исследований двухкомпонентных вынужденных колебаний нижних пролетов твэлов конструкций ТВС РУ ВВЭР в холодной воде. В новых проектах ТВС применены конструктивные решения, которые существенным образом могут повлиять на уровень вибраций элементов топливной сборки, поэтому необходимо обоснование вибропрочности новых конструкций ТВС по критерию отсутствия фреттинг-износа. Объектами исследований были макеты ТВС-2М и ТВС АЭС-2006 без крепления твэлов в нижней решетке. В макете ТВС-2М некоторые твэлы были извлечены из нижней решетки, а также в макет ТВС-2М были установлены антидебризные фильтры (АДФ) различной конструкции. По результатам исследований вынужденных колебаний твэлов в потоке теплоносителя было определено влияние различных факторов на амплитуду колебаний середин пролетов. Такими факторами были:

- длины пролетов;
- отсутствие закрепления в нижней решетке;
- наличие или отсутствие антидебризного фильтра;

– имитация выгоревшего состояния твэлов (изменение упругих натягов в зоне контакта «твэл – дистанционирующая решетка»);

расход воды через нижнюю часть TBC.

Амплитуды колебаний различных пролетов TBC, полученные в данных исследованиях, будут использованы для выбора режимов ресурсных испытаний четырехпролетных моделей нижней части TBC.

Ключевые слова: АЭС, парогенератор, трубный пучок, теплообменные трубы, течь, резонансная вибрация, вибропрочность, баффтинг, вихревое возбуждение, гидроупругая нестабильность, расчетные методы, CFD-модель.

Введение

Надежность работы топлива реакторных установок влияет на безопасность работы АЭС, на экономические показатели производителя топлива и эксплуатирующей организации, на конкурентоспособность атомной энергетики в целом. Основными причинами выхода из строя твэлов для реакторов BBЭР (PWR) являются механические повреждения, вызванные дебриз-частицами, коррозия и фреттинг-износ оболочек твэл в зоне контакта с дистанционирующей решеткой. В перспективных конструкциях ТВС РУ ВВЭР применяются конструкторские решения, направленные на снижение отказов топлива, вызванных дебриз-частицами (установка антидебризных фильтров), улучшения ремонтопригодности ТВС и уменьшения термомеханических нагрузок на твэл (использование твэлов без крепления в нижней решетке, изменение длин пролетов в нижней части ТВС). При этом, изменения, вносимые в конструкцию ТВС, могут приводить к увеличению амплитуды вибрации твэлов, что в свою очередь снижает вибропрочность пучка твэлов. Это может повлечь за собой возрастание отказов ТВС, связанных с фреттинг-износом. Поэтому для новых конструкций ТВС РУ ВВЭР необходимо обоснование вибропрочности ТВС по критерию отсутствия фреттинг-износа в узле контакта «твэл - ДР». В общем случае, для обоснования вибропрочности необходимо определить предельно допустимые уровни вибрации, не вызывающие фреттинг-износ, сравнить их с уровнем вибрации твэлов, которые создаются потоком теплоносителя в реакторе, и вычислить запас по уровню вибрации твэлов до критического уровня. Данный подход был применен в 1980-е годы для обоснования пролета твэла длиной 255 мм в бывшей серийной (с ДР и направляющими каналами (НК) из нержавеющей стали) и усовершенствованной (с циркониевыми ДР и НК) ТВС ВВЭР-1000 [1], а также при расчетно-экспериментальном обосновании вибропрочности твэлов ТВС-КВАДРАТ для реактора PWR-900 [2].

Методика испытаний

Исследования вынужденных колебаний нижних пролетов твэлов макетов TBC-2M и TBC АЭС-2006 без крепления твэлов в нижней решетке (TBC-5K) проводились на стенде сейсмических и вибрационных испытаний TBC в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» в воде при температуре от 20 до 45 С. Вибрации твэлов в подавляющем большинстве случаев возбуждались потоком теплоносителя с расходом через нижнюю часть TBC, соответствующую штатному расходу. Для отдельных твэлов исследовалось влияние расхода на амплитуду вибраций середин пролетов. Все исследуемые твэлы находились в периферийном ряду.

На рис. 1 показана схема расположения дистанционирующих решеток (ДР) в пучке для макетов ТВС-2М и ТВС АЭС-2006.



а – ТВС-2М; б – ТВС АЭС-2006 без крепления твэлов в нижней решетке (ТВС-БК)

В макете TBC-2M часть твэлов была извлечена из нижней решетки. Изменение длин пролетов и уход от закрепления твэла в нижней решетке может привести к увеличению перемещений середин пролетов твэлов, что в свою очередь может привести к увеличению контактных сил в местах закрепления «твэл – ДР» и вызвать повышенный износ элементов TBC.

Для части твэлов ТВС-БК имитировалось выгоревшее состояние путем увеличения вписанного диаметра ячеек ДР.

В хвостовик TBC-2M устанавливались антидебризсные фильтры конструкции 1 и конструкции 2.

Конструкции обоих фильтров могут вызывать дополнительную поперечную компоненту скорости на входе в пучок, которая в свою очередь может вызывать увеличение гидродинамических нагрузок на нижнюю часть твэлов.

Для макета TBC-2M исследовались вибрации трех нижних пролетов (рис. 1 *a*), для TBC-БК — в пяти нижних пролетов (рис. 1 *б*). Измерения двухкомпонентной вибрации твэлов осуществлялось при помощи бесконтактных лазерных виброметров через смотровые окна колонки. На рис. 2 показана схема измерения двухкомпонентной вибрации твэлов.

При такой схеме возможно измерение колебаний твэлов периферийного ряда, расположенных на шести гранях ТВС.



Рис. 2. Схема измерения двухкомпонентной вибрации твэлов (вид сверху)

Результаты испытаний

Для обоснования вибропрочности ТВС АЭС-2006 без крепления твэлов в нижней решетке по критерию отсутствия фреттинг-износа, необходимо сопоставить уровень вибрации твэлов в реакторе с границей области отсутствия износа. Вибрации ТВС и твэлов в потоке теплоносителя возникают в результате гидродинамического воздействия конструкции с потоком среды. Природа и спектральный состав вынуждающих сил различен. В предыдущих испытаниях, проводившихся на стенде сейсмических и вибрационных испытаний, в спектрах давления теплоносителя (рис. 3) в колонке стенда присутствовал широкополосный шум преимущественно в диапазоне частот 0,5–300 Гц и максимумами пульсации давления на детерминированных частотах 24,8 и 148,4 Гц. Широкополосный шум вызван турбулентностью потока теплоносителя. Частота 24,8 Гц является оборотной частотой циркуляционного насоса, 148,4 Гц - лопаточной частотой.



Максимальное значение пульсаций давления в колонке достигало 20 кПа, что несколько превышает по уровню контрольное значение, определенное на основании СПНИ на энергоблоках с ВВЭР-1000 [3]. Ускорения опор ТВС на стенде сопоставимы либо несколько превышают контрольные значения для реактора. Таким образом, стендовые условия являются консервативными по отношению к условиям обтекания в реакторе.

Кроме прямого гидродинамического воздействия источником колебаний TBC могут служить вибрации колонки, возникающие вследствие гидродинамических нестабильностей на поворотах потока при входе и на выходе из колонки. На рис. 4 приведены характерные спектры колебаний нижней части колонки стенда, полученные в двух различных измерениях. В спектрах колебаний колонки стенда, так же как и в спектрах пульсаций давлений, наблюдается широкополосный шум и гармоники с оборотной и лопаточной частотами насоса. Вибрация колонки стенда слабо зависит от расхода среды, при этом максимальные перемещения характерны для повышенных (730–780 м³/ч) и пониженных (380–430 м³/ч) расходов. Для номинального расхода (530 м³/ч) СКЗ виброперемещений составило примерно 2,8 мкм. Амплитуда колебаний всех пролетов твэлов в несколько раз выше колебаний колонки, поэтому основным источником вибрации твэлов являются гидродинамические воздействия со стороны теплоносителя. При этом увеличение уровня вибрации твэлов за счет колебаний колонки пойдет в запас консерватизма при подборе параметров ресурсных испытаний четырехпролетных моделей нижней части ТВС, в которых будут определяться предельно допустимые уровни вибрации.

На рис. 5 представлен спектр и временная реализация перемещений середины второго пролета твэла ТВС-БК длиной 130 мм.

Как видно из рисунка, в спектре присутствуют колебания на детерминированных частотах возбуждений (лопаточной и оборотной частоте насоса). Колебания на собственных частотах пролета в потоке воды не возбуждаются.





На рис. 6 представлен спектр и временная реализация виброскоростей середины третьего пролета твэла ТВС-БК длиной 260 мм. Из рисунка видно, что помимо колебаний на лопаточной и оборотной частоте насоса возбуждаются колебания на частотах, близких к собственным частотам пролета (около 250 Гц).

Для большинства твэлов ТВС-БК отмечено возрастание СКЗ скоростей и перемещений при увеличении расхода воды через ТВС, начиная с расхода 560 м³/ч. Увеличение расхода в диапазоне от 340 до 560 м³/ч не приводит к росту амплитуды колебаний. При изменении расхода на 30%, начиная с 560 м³/ч, рост скоростей составил в среднем 31 %.

Для определения зависимости вибрации от различных факторов (длин пролетов, имитации выгоревшего состояния и т.д.) измерения для каждого пролета твэлов усреднялись.

В таблице 1 приведены отношения между СКЗ перемещений для которых имитировалось выгоревшее состояние, и для штатных твэлов ТВС-БК.

Пролет	Длина пролета, мм	Отношение перемещений	Отношение скоростей
НР-ДР1	45	0,98	0,55
ДР1-ДР2	130	1,19	1,07
ДР2-ДР3	260	1,15	1,22
ДРЗ-ДР4	260	0,97	0,85
ДР4-ДР5	340	-	_

Таблица 1. Отношение между СКЗ перемещений и скоростей ТВС-БК

Из таблицы видно, что твэлы с имитацией выгоревшего состояния («прослабленные») имеют повышенный уровень вибрации для пролетов длиной ДР1-ДР2 и ДР2-ДР3. Для пролета ДР3-ДР4 увеличения не наблюдается. В ходе гидравлического пролива «прослабленные твэлы» опустились и вошли в контакт с нижней решеткой, то есть для таких твэлов образовалась дополнительная опора в нижней решетке. Поэтому для первого пролета (НР-ДР1) штатных твэлов перемещения и скорости ниже, чем у твэлов с имитацией выгоревшего состояния.

В таблице 2 приведены значения СКЗ перемещений и скоростей пролетов ТВС-БК, усредненных по ансамблю твэлов.

			•
Пролет	Длина пролета, мм	СКЗ перемещений (среднее), мкм	СКЗ скорости (среднее мм/с
НР-ДР1	45	7,9	3,0
ДР1-ДР2	130	8,2	2,0
ДР2-ДР3	260	8,9	2,8
ПРЗ_ПР4	260	87	2.5

ДР4-ДР5

340

Таблица 2. Средние СКЗ перемещений и скоростей

10,2

3,3





Максимальные перемещения имеют пятый (340 мм) и третий (260 мм) пролеты, максимальные скорости – у пятого (340 мм) и первого (45 мм) пролетов.

Для TBC-2M максимальные перемещения имеет третий пролет длиной 340 мм, затем идет второй и первый пролеты (рис. 8).

Нужно отметить, что потеря поперечной фиксации твэла из нижней решетки для TBC-2M ведет к увеличению перемещений первого пролета примерно на 20 %, остальные пролеты уровень виброперемещений не меняют. При этом, для СКЗ скоростей влияние имитации потери опоры в нижней решетке, остается существенным для всех трех пролетов. На рис. 9 приведено сравнение СКЗ скоростей для соответствующих пролетов TBC-2M (с извлеченными и неизвлеченными твэлами) и TBC-БК.



1 пролет 2 пролет 3 пролет

Рис. 8. Зависимость среднего СКЗ перемещений и скоростей от длины пролета ТВС-2М: ______ – колебание колонки



в)

Рис. 9. СКЗ скоростей для различных пролетов ТВС-БК и ТВС-2М: *а* – первый пролет; *б* – пролет 250 мм (ТВС-2М) и 260 мм (ТВС-БК); *в* – пролет 340 мм
Как видно из рисунка, наименьшими СКЗ скоростями середин пролетов обладает TBC-2M, за исключением пролета длиной 260 мм. Это может быть вызвано тем, что для TBC-5K этот пролет расположен выше по отношению к TBC-2M и, соответственно, располагается в более «выгодных условиях» (уменьшение поперечных перетечек, уменьшение турбулентных пульсаций). При этом для новых конструкций TBC (TBC-5K) и TBC-2M с потерей опоры в нижней решетке, уровни колебаний пролетов выше, чем для TBC-2M.

Для описания процессов износа твэлов часто применяется теория Арчарда [4, 5], согласно которой скорость объемного износа описывается уравнением:

$$W = K \cdot \frac{F_N \cdot v_{\rm TP}}{H_V},$$

где W – скорость объемного износа; K – коэффициент износа; F_N – нормальная сила; $v_{\rm тp}$ – скорость в узле трения; H_V – твердость по Бриннелю или Виккерсу более мягкого материала пары.

В свою очередь нормальная контактная сила пропорциональна перемещению в середине пролета и изгибной жесткости пролета балки. Контактные силы между твэлом и ДР для новых конструкций пролетов будут выше, чем в прототипе, что опасно с точки зрения износостойкости узла контакта «твэл – ДР».

На рис. 10 приведены СКЗ перемещений для твэлов, без крепления в нижней решетке, для ТВС-2М с установленными АДФ.

Установка антидебризного фильтра ведет к уменьшению амплитуд колебаний третьего пролета, что может быть вызвано уменьшением уровня турбулентности потока благодаря уменьшению масштаба турбулентных пульсаций за решеткой [6]. Для АДФ первой конструкции 25 %, для фильтра второй конструкции до 22 %.

В ходе испытаний определялись обе компоненты вибрации твэла, что позволяет построить траектории движения твэла. На рис. 11 показаны положения твэла через одинаковые интервалы времени для разных пролетов.



Рис. 10. СКЗ перемещений для различных пролетов ТВС-2М с АДФ: *а* – первый пролет; *б* – третий пролет

Как видно из рис. 11, вибрации твэлов являются двумерными, при этом для пролетов, расположенных выше по ходу течения воды, траектория движения (рис. 11 в и г) перестает иметь преобладающее направление. Для первого и второго пролета преобладающим является направление, совпадающее с поперечными перетечками из ТВС в межкассетный зазор колонки стенда. То есть вибрации пролетов твэлов являются двухкомпонентными, со случайной разностью фаз между компонентами. В следствии этого, что для наиболее корректного моделирования условий контакта в узле трения «твэл – ДР» во время проведения ресурсных испытаний четырехпролетных моделей ТВС необходимо возбуждение двухкомпонентных вибраций и в верхнем и в нижнем пролете по отношению к ДР.



Заключение

Колебания твэлов происходят в виде широкополосной случайной вибрации и на детерминированных частотах, совпадающих с оборотной и лопаточной частотами циркуляционного насоса. В пролетах длиной 260 и 340 мм некоторых твэлов, помимо детерминированных частот, наблюдаются колебания на частотах, близких к собственным для данных пролетов. Для твэлов ТВС-БК, для которых сымитировано выгоревшее состояние, отмечен рост усредненного СКЗ амплитуды перемещений от 15 до 19 %. Для большинства твэлов отмечен рост СКЗ перемещений и скоростей при увеличении расхода, рост в большинстве случаев является линейным. Для конструкций ТВС без крепления твэлов в нижней решетке уровень колебаний для нижних пролетов выше, чем для ТВС-2М. Установка антидебризных фильтров обеих конструкций снижает общий уровень колебаний твэлов. Вибрация твэлов является двухкомпонентным процессом, при этом для пролетов, расположенных выше по ходу течения воды, траектория движения пе-

рестает иметь преобладающее направление. Для наиболее корректного моделирования условий контакта в узле трения «твэл – ДР» во время проведения ресурсных испытаний моделей ТВС на фреттинг-износ необходимо возбуждение двухкомпонентных вибраций и в верхнем и в нижнем пролете по отношению к ДР.

Список литературы

- 1. Драгунов Ю.Г., Дроздов Ю.Н., Макаров В.В. Зависимость работоспособности и ресурса тепловыделяющей сборки ВВЭР-1000 от взаимодействия между тепловыделяющими элементами и дистанционирующими решетками // Проблемы машиностроения и надежности машин М.: РАН, 2006. № 3.
- 2. Егоров Ю.В., Макаров В.В., Афанасьев А.В. и др. Экспериментальные исследования вибрации и фреттинг-износа твэлов ТВС-КВАДРАТ // Вопросы атомной науки и техники. 2015. Вып. 3. С. 74–81.
- 3. Драгунов Ю.Г., Дранченко Б.Н., Абрамов В.В., Хайретдинов В.У. Вибродинамические исследования в обоснование проектных решений ВВЭР // 5-я международная научнотехническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», Подольск, 2007.
- 4. F. Kreith Ed, CRC Handbook of Mechanical Engineering // CRC Press, 1998. P. 3–129.
- Frick T.M., Sobek T.E. and Reavis J.R. Overview on the Development Implementation of Methodologies to Compute Vibration and Wear of Steam Generator Tubes / Symposium of Flow-Induced Vibration Vol. 3 Vibration in Heat Exchangers // ASME Special Publication, 1984. – P. 149–161.
- 6. Реплик Е.У., Соседко Ю.П. Управление уровнем турбулентности потока. М.: Изд-во Физико-математической литературы, 2002. 244 с.

Анализ чувствительности при моделировании ТА на РУ с ВВЭР-1000 с применением РК СОКРАТ/В1

Астахов В. В., Гаспаров Д. Л., Николаева А. В., Пантюшин С. И., Литышев А. В., Букин Н. В., Быков М. А.

ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, makarov@grpress.podolsk.ru

Аннотация

В работе представлены методика оценки и анализ результатов исследования чувствительности расчетной схемы к изменению исходных данных расчетной схемы в ходе тяжелой аварии на АЭС с РУ ВВЭР с применением кода улучшенной оценки СОКРАТ/В1. Представленный метод основан на методиках GRS.

Оценка чувствительности расчетной схемы была проведена статистическим методом на основе проведения вариационных расчетов и последующим вычислением значений коэффициентов корреляции Спирмана (ρ) и Кендалла (τ). Обработка результатов моделирования выполняется с применением инженерной методики статистической обработки результатов многовариантных расчетов.

В результате расчета были получены зависимости восьми теплогидравлических параметров в РУ, характер которых наиболее часто анализируется в рамках выполнения расчетов по обоснованию безопасности для 100 вариантов различных сочетаний 37 входных параметров модели.

Ключевые слова: анализ чувствительности, СОКРАТ/В1, ВВЭР, тяжелая авария, Спирман, Кендалл.

Введение

Задача обеспечения и обоснования надежности и безопасности атомных станций и других потенциально опасных объектов ядерно-энергетического комплекса является определяющей перспективы развития атомной энергетики в России, а также в рамках международного взаимодействия. Современные требования Ростехнадзора и зарубежных заказчиков к выполнению анализов тяжелых аварий (TA) для представления результатов в ООБ с РУ ВВЭР предусматривают использование программных средств (ПС), методик и расчетных моделей и схем, удовлетворяющих ряду условий с целью анализа возможности их использования при обосновании безопасности в рассматриваемой области применения. Введение новых требований к результатам обоснования безопасности эксплуатируемых и проектируемых АЭС с РУ ВВЭР требует модернизации старых и разработки новых ПС, создания новых и улучшения используемых расчетных схем, усложнения и расширения области применимости используемых физических моделей, проведения дополнительных исследований и развития расчетных методик в областях, которые прежде не были рассмотрены [1].

Ключевое значение в доверии к используемым моделям и результатам расчетов имеет способ учета погрешности, вызванной как допущениями применяемых математических моделей, так и неопределенностями, задаваемых в расчетах исходных данных. Традиционный подход к учёту возможных погрешностей расчётов состоит в использовании консервативных предположений для начальных граничных условий. Степень закладываемого таким образом консерватизма не всегда позволяет решать задачи, стоящие перед специалистами (вероятностный анализ безопасности, анализ запроектных аварий). Поэтому в настоящее время в мире распространение получила BEPU-методология (Best Estimate Plus Uncertainty), используемая как инструмент для оценки имеющихся запасов [2]. Данный подход позволяет реализовать выполнение требований нормативной документации Ростехнадзора, регламентирующие характеристики используемых расчетных схем при разработке ООБ АЭС в части анализа ТА. Результаты выполнения данной работы демонстрируют выполнение требования [1] к используемым расчетным схемам о том, что их применимость должна подтверждаться результатами анализа чувствительности. Методология ВЕРИ подразумевает использование реалистического подхода к определению параметров двух своих основных составляющих, расчётного кода и исходных данных. При использовании методологии ВЕРU в рамках анализа чувствительности выделяются три основные задачи [2, 3]:

– выявление основных источников неопределенностей и определение их численных характеристик;

 определение диапазона изменения исследуемого параметра при варьировании параметров задачи в пределах их неопределенностей;

 определение степени влияния каждой из неопределенностей на значение исследуемого параметра (анализ чувствительности).

Первая задача решается на основе экспертных оценок, результатов анализа неопределенностей исходных данных для проведения расчетов, знания замыкающих соотношений и точности параметров математической модели, принятых допущений, реализованных в расчётном коде. В качестве исходных данных могут быть использованы результаты анализа неопределенности параметров, наиболее сильно влияющих на исследуемые параметры (результат расчета). В зарубежной методологии BEPU предварительный перечень варьируемых параметров составляется на основании экспертных оценок. В дальнейшем этот перечень корректируется с учётом численного анализа чувствительности.

Для ТА формальных пределов безопасности нормативными документами не назначается, однако, с учетом опыта выполнения расчетов для обоснования безопасности при ТА, при проектировании систем безопасности в качестве ключевых параметров рассматриваются:

– время разрушения днища корпуса реактора и начала выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора (t_D) ;

- давление на выходе из реактора на момент разрушения корпуса реактора (P_D);

– параметры расплава активной зоны и ВКУ, выходящего за пределы корпуса реактора в процессе разрушения корпуса реактора:

1) масса расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора (*M_m*) за время протекания ТА;

2) температура расплава активной зоны, на момент окончания его выхода из корпуса реактора (T_m) ;

3) степень окисления циркония на момент окончания выхода расплава из корпуса реактора (r_{OX});

– параметры теплоносителя, поступающего из РУ в объём ЗО в процессе протекания аварий от исходного события до окончания поступления расплава из корпуса реактора:

1) масса воды, выброшенной из первого контура (M_w) за время протекания TA;

2) масса пара, выброшенного из первого контура (M_s) за время протекания ТА;

— время окончания выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора (t_F) .

Задачи данного исследования соответствуют этапам методологии ВЕРU в рамках анализа чувствительности:

– описание источников неопределенностей и выбор определяющих параметров для проведения анализа чувствительности расчетной схемы при моделировании сценариев ТА;

- выбор и описание метода исследования чувствительности расчетной схемы;

 проведение вариантных расчетов и определение чувствительности расчетной схемы к изменению исходных данных при моделировании сценариев ТА;

– оценка результатов.

1. Основные источники неопределенностей при моделировании с применением кодов улучшенной оценки

Применение кодов улучшенной оценки (реалистичное приближение) для анализа безопасности АЭС сопряжено с наличием ряда параметров, вносящих неопределенность в результаты моделирования.

Принято различать следующие источники неопределенностей, возникающих при моделировании сценария с использованием ПС [3]:

 неопределенности ПС (связаны с наличием или необходимостью задания следующих элементов и параметров: балансовые и замыкающие соотношения, свойства материалов, параметры отдельных элементов и физических явлений, численные неопределенности);

- неопределенности расчетной схемы при разработке модели;

- неопределенности масштабирования;
- станционные неопределенности;
- человеческий фактор.

Сложные интегральные теплогидравлические и тяжелоаварийные коды, такие как ATLET, CATHARE, RELAP5, КОРСАР/ГП, СОКРАТ/В1 и TRAC, дают пользователю множество степеней свободы, которые зачастую приводят к применению кода вне области применимости его моделей и возникновению пользовательских ошибок. В этой ситуации, при отсутствии рекомендаций от разработчиков, для хорошо исследованных сценариев («большая течь», «малая течь», «обесточивание» и т.д.) обычно руководствуются опытом проведения аналогичных расчетов, рекомендациями международных организаций, выработанными в рамках решения стандартных задач [3].

2. Методы оценки чувствительности

Коды улучшенной оценки для моделирования ТА зачастую имеют многоуровневую структуру и состоят из множества модулей, описывающих сложные физические явления. Модели оборудования АЭС характеризуются наличием множества входных параметров и нескольких выходных параметров. При моделировании таких сложных систем, как АЭС, оценка неопределенностей результатов моделирования (выходных параметров модели) является сложной задачей. На настоящий момент разработано множество методов определения чувствительности выходных параметров Y_j к неопределенности входных X_i . Наиболее полная номенклатура методов оценки чувствительности приведена в документах [4–7]. Каждый из существующих подходов имеет свои достоинства и недостатки.

Существующие методы оценки чувствительности при моделировании теплогидравлических процессов разделяют на [8–11]:

- статистические, детерминистические и аналитические;
- методы оценки значимости и чувствительности;
- глобальные и локальные.

В рамках детерминистических методов определяется влияние изменения входных параметров X_i на выходные параметры модели Y на основе аналитических подходов или детерминистических выборок рассматриваемых параметров. В рамках статистических методов входной набор значений варьируемых входных параметров X_i определяется на основе функций распределения (нормальный, логарифмический, равномерный и другие законы распределения) этих параметров и вычисляется отклик выходных параметров модели для каждого из рассматриваемых сочетаний значений входных параметров. В этом случае полученное распределение выходных параметров может быть проанализировано на основе одного из множества существующих статистических методов. Большинство существующих детерминистических методов являются локальными, то есть чувствительность выходных параметров определяется вблизи одной точки пространства входных параметров, при этом обычно одновременно варьируется только один входной параметр, все остальные входные параметры неизменны. В рамках методов глобальной чувствительности могут варьироваться все входные параметры одновременно с моделированием отклика выходных параметров для всех рассмотренных сочетаний входных параметров.

Для анализа чувствительности и неопределенности аналитические и детерминистические методы малоприменимы. В основном это связано со сложностью математического описания объекта и количеством расчетных анализов, необходимых для применения детерминистических методов.

Применение статистических подходов можно считать эффективным методом анализа, применяемым ведущими организациями в этой области. При этом в большинстве случаев рационально отдавать предпочтение глобальным методам перед локальными ввиду более полного описания взаимосвязи рассматриваемых неопределенностей входных параметров с неопределенностью выходных параметров.

В наиболее общем виде модель сложной системы можно описать зависимостью Y=f(X), где $Y=[Y_1, Y_2, ..., Y_{j-1}, Y_j]$ – вектор из *j* выходных параметров, а $X=[X_1, X_2, ..., X_{k-1}, X_k]$ – вектор из *k* входных параметров. Без потери универсальности описания, можно перейти к рассмотрению случая для одного выходного параметра *Y*. Неопределенность каждого входного параметра X_i описывается функцией распределения $P_i(X_i)$, которая определяет среднее значение параметра μ_i , дисперсию σ_i^2 (стандартное отклонение σ_i) параметра X_i .

Основной целью анализа чувствительности является количественное определение соотношения вкладов неопределенностей входных параметров X_i в общую неопределенность результатов расчета Y.

Наиболее полная номенклатура статистических методов оценки чувствительности приведена в документах [4–12]. Классификация методов представляет собой разделение на две группы: локальные (DSA, OAT), основной идеей которых является исследование отклика системы Yна малое возмущение параметра X_i при фиксированных X_j где $i \neq j$, и глобальные (GSA), основой которых является концепция метода Монте-Карло, которая включает два этапа: подготовка наборов исходных значений параметров модели с учетом их возможных отклонений от номинального значения и проведение расчетов с заданными значениями с последующим анализом результатов. Ниже указаны наиболее распространенные критерии оценки чувствительности для кодов улучшенной оценки:

- коэффициент линейной аппроксимации *r*_i^{lin};
- коэффициент корреляции Пирсона *R_i*;
- коэффициент ранговой корреляции Спирмана р_i;
- коэффициент ранговой корреляции Кендалла т_i;
- коэффициент Соболя.

Существенным недостатком локальных методов исследования чувствительности для большинства прикладных задач является их локальный и детерминистический характер. Коэффициент линейной аппроксимации r_i^{lin} характеризует степень приближенности зависимости параметров к линейной и не применим для существенно нелинейных процессов. Коэффициент корреляции Пирсона R_i применим для оценки чувствительности только для линейных и аддитивных систем. Для решения большинства прикладных задач в рамках анализа чувствительности моделирования ТА используют более сложные методы оценки чувствительности, например методы определения коэффициентов корреляции Спирмана ρ_i и Кендалла τ_i .

Для нелинейных монотонных функций широко используется характеристика, обозначаемая коэффициентом ранговой корреляции Спирмана ρ_i , которая характеризует степень линейности зависимости рангов входных x_i и выходного у параметров расчета, соответствующих величинам X_i и Y. Под рангом понимается последовательность номеров x_i и y, соответствующая последовательности упорядоченных по возрастанию параметров X_i и Y. Для определения рангов ряд значений X_i располагают в порядке возрастания величины $X_1 \leq X_2 \leq ... \leq X_n$. Тогда последовательность рангов x_i будет представлять собой последовательность натуральных чисел 1, 2, ..., n. Значения Y, соответствующие значениям X_i , образуют в этом случае некоторую последовательность рангов y.

$$\rho_{i} = \frac{\text{cov}(x_{i}, y)}{\sigma_{x_{i}} \cdot \sigma_{y}} = 1 - \frac{6 \cdot \sum_{i=1}^{n} (x_{i} - y)^{2}}{n^{3} - n}, \qquad (1)$$

где $cov(x_i, y)$ – сочетание рангов x_i и y, σ_{x_i} – стандартное отклонение входного параметра x_i , σ_y – стандартное отклонение выходного параметра y, n – количество элементов в выборке.

Значение ρ_i находится в интервале от -1 до 1. При этом $\rho_i = 0$ указывает на отсутствие корреляции, $\rho_i = 1$ – свидетельствует о возможном наличии прямой связи, $\rho_i = -1$ – свидетельствует о возможном наличии обратной связи.

В качестве альтернативы коэффициенту Спирмана для оценки чувствительности нелинейных зависимостей часто используют коэффициент ранговой корреляции Кендалла т. Существует несколько способов оценки корреляции величин X_i и Y, предложенных Кендаллом [7]. Согласно одной из формулировок, определяется число инверсных пар Q. При этом считается, что пара рангов y_j и y_v (j < v) считается инверсной, если в последовательности рангов y наблюдается $y_j > y_v$ (j = 1, ..., n - 1). Тогда коэффициент, предложенный Кендаллом, равен:

$$\tau_i = 1 - \frac{4 \cdot Q}{n \cdot (n-1)}.$$
(2)

Второй способ вычисления τ заключается в следующем. В последовательности рангов *у* подсчитывается количество членов, расположенных справа от $y_j = 1$. Затем исключается $y_j = 1$ и подсчитывается количество членов последовательности, расположенных справа от $y_j = 2$ и т.д. Обозначим сумму чисел, полученных с помощью указанной процедуры, через *K*. Тогда τ_i вычисляется по формуле:

$$\tau_i = \frac{4 \cdot K}{n \cdot (n-1)} - 1. \tag{3}$$

Коэффициент τ_i принимает значения от -1 до +1. Равенство $\tau = 1$ указывает на наличие строгой линейной корреляции между X_i и Y.

3. Оценка необходимого количества комбинаций варьируемых параметров (количества расчетов) для обеспечения статистической достоверности результатов анализа чувствительности

Одним из наиболее сложных вопросов при оценке неопределенности и чувствительности статистическими методами является выбор минимального количества расчетов N, достаточного для обеспечения статистической достоверности анализа чувствительности и неопределенности. Обзор методов для оценки величины N, применяемых в атомной отрасли при использовании статистических методов, приведен в [13, 14]. Авторы [13, 14] показывают, что в настоящий момент получил распространение GRS-метод проведения анализа чувствительности модели, в котором вычисление минимального количества расчетов для получения требуемой достоверности результата проводится на основе формулы Уилкса, основой которой является соотношение для определения толерантного предела функции распределения.

Формула Уилкса связывает вероятность α достоверности величины расчетной неопределенности с числом вариантных расчетов N и достоверностью анализа β ·100 % (доверительный интервал). Эта формула для одностороннего статистического доверительного интервала имеет вид [14]:

$$\left(1 - \frac{\alpha}{100}\right)^{N} \ge \frac{\beta}{100} , \tag{4}$$

а для двустороннего статистического доверительного интервала:

$$1 - \left(\frac{\alpha}{100}\right)^{N} - N \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{100}\right) \cdot \left(\frac{\alpha}{100}\right)^{N-1} \ge \frac{\beta}{100}, \quad P\left\{P\left(\min \le Y \le \max\right) \ge \alpha\right\} \ge \beta,$$
(5)

где *P* – вероятность, α – вероятность достоверности величины неопределенности, β – доверительная вероятность, *N* – число расчетов.

Соотношения (4, 5) означают, что для получения заданной доверительной вероятности α в интервале неопределенностей значений параметров *Y*, соответствующих интервалу неопределенностей параметров *X*, с вероятностью β достаточно провести *N* расчетов.

Минимальное количество расчетов, необходимых для обеспечения статистической достоверности результатов оценки неопределенности и чувствительности согласно методикам GRS [13] (на основе формулы Уилкса) для различных сочетаний α и β можно определить из таблицы 1 [13]. Подробный анализ результатов применения формулы Уилкса для одностороннего и двухстороннего статистического интервала первого, второго и третьего порядков приведен в [14].

Таблица 1

β, %	Односто	ронний статис	тический	Двусторонний статистический				
	довер	ительный инт	ервал	доверительный интервал				
		α, %		α, %				
	90	95	99	90	95	99		
90	22	45	230	38	77	388		
95	29	59	299	46	93	473		
99	44	90	459	64	130	662		

Минимальное количество расчетов N для одностороннего и двустороннего статистических доверительных интервалов [13]

Важной особенностью применения формулы Уилкса является независимость количества расчетов N с применением кода от количества рассматриваемых неопределенных входных параметров. N зависит только от достоверности расчета β (доверительный интервал) и вероятности достоверности величины расчетной неопределенности α .

В настоящей работе при оценке необходимого количества комбинаций варьируемых параметров (количества расчетов *N*), обеспечивающего статистическую достоверность анализа чувствительности и неопределенности, было принято N = 100, что удовлетворяет условию (5) для $\beta = 95$ % статистического доверительного интервала и $\alpha = 95$ % вероятности.

4. Анализ чувствительности при моделировании ТА с применением кода улучшенной оценки СОКРАТ/В1 с применением статистических методов

В рамках данного исследования выполнен анализ чувствительности для сценария TA на АЭС с РУ ВВЭР-1000 (рис. 1).



Рис. 1. Общий вид РУ с реактором ВВЭР-1000: 1 – реактор; 2 – парогенератор (ПГ); 3 – главный циркуляционный контур (ГЦК); 4 – компенсатор давления (КД); 5 – главный циркуляционный насос (ГЦН)

Рассматриваемый сценарий предполагает гильотинный разрыв ГЦТ Ду 850, одновременно с разрывом ГЦТ происходит полное обесточивание АЭС. Исходное состояние РУ на момент возникновения аварии – работа на номинальной мощности с неравномерностью энерговыделения, характерной для конца стационарной загрузки.

При выполнении расчёта аварии «Большая течь с полным обесточиванием АЭС с учетом отказа ГЕ-2 и ГЕ-3» принят следующий сценарий работы оборудования:

 исходное состояние РУ (работа на номинальной мощности; номинальные стационарные параметры РУ);

- полное обесточивание АЭС в момент исходного события;
- принят отказ на работу ГЕ-2 и ГЕ-3;
- дизель-генераторы не запустились.

Для анализа тяжёлых аварий в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» для РУ ВВЭР используется расчётный код СОКРАТ/В1 [16], предназначенный для численного моделирования динамики физикохимических, теплогидравлических и термомеханических процессов, происходящих в реакторных установках с водяным теплоносителем типа ВВЭР при тяжёлых авариях, и для оценки основных параметров РУ, необходимых для расчётного обоснования безопасности на внутрикорпусной стадии тяжёлых аварий.

Нодализационная схема реакторной установки выполнена на основе рекомендаций разработчиков кода СОКРАТ/В1. В соответствии с этим неопределенности результатов моделирования, обусловленные топологией нодализационной схемы и человеческим фактором (эффект пользователя) сведены к минимуму и в рамках настоящего анализа чувствительности не учитывались. Основные элементы используемой нодализационной схемы представлены на рис. 2–4.

Задачей настоящего расчётного анализа является определение диапазона изменения ключевых параметров расчета при варьировании входных параметров в пределах их неопределенностей и определение степени влияния каждой из неопределенностей на рассматриваемые параметры расчета для определяющих сценариев ТА. Решение поставленных задач в рамках анализа чувствительности содержит следующие основные этапы:

определение параметров, влияющих на точность расчета X_i;

 определение размеров интервалов варьирования и характера законов распределения внутри этих интервалов на основе имеющейся документации и современного уровня знаний о физических явлениях;

– определение перечня ключевых (критериальных) параметров расчета *Y_j*, для которых проводится анализ чувствительности;

– определение необходимого числа комбинаций варьируемых параметров (число выполняемых расчетов) для обеспечения статистической достоверности результатов;

 формирование расчетной модели и генерация необходимого числа комбинаций варьируемых параметров с соответствующими законами распределения варьируемых параметров. Выполнение расчетов;

– обработка и анализ расчетных данных, полученных после проведения наборов численных анализов.



Рис. 2. Нодализационная схема циркуляционной петли



Рис. 3. Нодализационная схема реактора



Рис. 4. Нодализационная схема компенсатора давления и дыхательного трубопровода компенсатора давления

В качестве ключевых параметров расчета рассматриваются:

– время разрушения днища корпуса реактора и начала выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора (t_D) ;

- давление на выходе из реактора на момент разрушения корпуса реактора (P_D);

– параметры расплава активной зоны и ВКУ, выходящего за пределы корпуса реактора в процессе разрушения корпуса реактора:

1) масса расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора (*M_m*) за время протекания ТА;

2) температура расплава активной зоны, на момент окончания его выхода из корпуса реактора (T_m);

3) степень окисления циркония на момент окончания выхода расплава из корпуса реактора (r_{OX}) ;

– параметры теплоносителя, поступающего из РУ в объём ЗО в процессе протекания аварий от исходного события до окончания поступления расплава из корпуса реактора:

1) масса воды, выброшенной из первого контура (M_w) за время протекания TA;

2) масса пара, выброшенного из первого контура (M_s) за время протекания ТА;

– время окончания выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора (*t_F*).

Число комбинаций варьируемых параметров (число выполняемых расчетов), необходимое для обеспечения статистической достоверности результатов, определяется на основе формулы Уилкса для достоверности 95% в доверительном интервале 95%. В рамках анализа рассматривался двусторонний доверительный интервал. В данном случае для обеспечения статистической достоверности результатов анализа чувствительности достаточно выполнения 93 независимых расчетов (пункт 5). В рамках численного анализа выполнено 100 независимых расчетов.

Чувствительность оценивалась на основе:

- корреляции Спирмана (р);
- корреляции Кендалла (т).

В рамках анализа в качестве основного источника неопределенностей рассматриваются «станционные» неопределенности – неопределенности, связанные с определением и выбором исходных данных и параметров РУ и АЭС.

Настройки моделей физических явлений, реализованные в коде СОКРАТ/В1, выбраны на основе требований и рекомендаций разработчиков кода СОКРАТ/В1 [16]. Большинство коэффициентов и настроек моделей СОКРАТ/В1 недоступны пользователям кода. Неопределенности моделей теплофизических явлений не рассматривались в качестве источника неопределенностей.

Всего в рамках анализа рассмотрено 37 параметров, оказывающих влияние на результаты расчетов (начальные и граничные условия; теплофизические свойства; режимные параметры; геометрических параметры; уставки и блокировки на срабатывание систем безопасности).

Диапазоны и характер изменения рассматриваемых входных параметров приняты на основе экспертных оценок, проектных данных и физических особенностей процессов, протекающих во время ТА. Перечень варьируемых параметров для рассматриваемых режимов представлен в таблице 2. Таблица 2

Наи- мено-	Параметр	δ	Распреде- ление	Наи- мено-	Параметр	δ	Распреде- ление
VAR01	Коэффициент неопределенности внутреннего радиуса оболочки твэл	0,985– 1,015	Нормальное	VAR20	Коэффициент неопределенности КГС выходного участка ТВС	0,87–1,13	Нормальное
VAR02	Коэффициент неопределенности внешнего радиуса оболочки твэл	0,90–1,10	Нормальное	VAR21	Неопределенность КГС тепловыделяющей части пучка	0,94 – 1,06	Нормальное
VAR03	Неопределенность номинальной мощности активной зоны реактора	0,96–1,04	Нормальное	VAR22	Коэффициент неопределенности КГС входных патрубков реактора	0,93–1,07	Нормальное
VAR04	Неопределенность мощности остаточных тепловыделений	0,92- 1,08	Нормальное	VAR23	Коэффициент неопределенности КГС ПГ	0,95–1,05	Нормальное
VAR05	Неопределенность теплопроводности стали корпуса реактора и ГЦТ	0,9–1,1	Нормальное	VAR24	Значение уставки открытия ИПУ ПГ, МПа	8,11–8,35	Нормальное
VAR06	Неопределенность теплоемкости стали реактора и ГЦТ	0,98–1,02	Нормальное	VAR25	Значение уставки закрытия ИПУ ПГ, МПа	6,79–6,99	Нормальное
VAR07	Неравномерность энерговыделения в центральном канале	0,87–1,13	Нормальное	VAR26	Значение уставки открытия БРУ-А, МПа	7,10-7,30	Нормальное
VAR08	Неравномерность энерговыделения в периферийном канале	0,87–1,13	Нормальное	VAR27	Значение уставки закрытия БРУ-А. МПа	6,21-6,40	Нормальное
VAR09	Коэффициент, учитывающий неопределенность объема ОУ	0,98–1,02	Нормальное	VAR28	Давление регулирования БРУ-А, МПа	6,57–6,77	Нормальное
VAR10	Неопределенность объема СКР	0,98–1,02	Нормальное	VAR29	Инерционность БРУ-А, с	0-15	Равномерное
VAR11	Коэффициент неопределенности определения мощности, выходящей с ПД	0,95–0,99	Равномерное	VAR30	Значение уставки открытия ИПУ КД, МПа	17,20– 19,02	Нормальное
VAR12	Неопределенность теплопроводности стали ТОТ ПГ	0,9–1,1	Нормальное	VAR31	Значение уставки закрытия ИПУ КД, МПа	16,34–18, 06	Нормальное
VAR13	Неопределенность теплоемкости стали ТОТ ПГ	0,98–1,02	Нормальное	VAR32	Момент времени открытия ИПУ КД, с	5200– 5600	Равномерное
VAR14	Масса теплоносителя в ПГ, т	54,8–60,0	Равномерное	VAR33	Объем раствора в ГЕ САОЗ, м ³	±0,5 %	Равномерное

Перечень варьируемых параметров

					Прод	олжение	е таблицы 2
Наи- мено- вание	Параметр	δ	Распреде- ление	Наи- мено- вание	Параметр	δ	Распреде- ление
VAR15	Коэффициент неопределенности мощности СПОТ ПГ	0,75-1,25	Нормальное	VAR34	Давление начала подачи раствора борной кислоты из ГЕ САОЗ, МПа	5,8–6,0	Равномерное
VAR16	Уровень в компенсаторе давления, м	8,02-8,32	Равномерное	VAR35	Температура раствора борной кислоты в ГЕ САОЗ, °С	20-0	Равномерное
VAR17	Температура питательной воды, °С	215-225	Равномерное	VAR36	КГС трубопроводов и арматуры на подводя- щей линии ГЕ САОЗ	95-105	Равномерное
VAR18	КГС остановленного ГЦНА	0,94–1,06	Равномерное	VAR37	Параметры критического истечения	±10 %	Равномерное
VAR19	КГС входного участка ТВС	0,75–1,25	Нормальное	_	_	_	_

5. Основные результаты анализа чувствительности при моделировании ТА с применением кода СОКРАТ/В1

Результаты вариантных расчетов определяющих параметров при ТА «Большая течь с полным обесточиванием АЭС с учетом отказа ГЕ-2 и ГЕ-3» с применением описанной в разделе 4 методики представлены на рис. 5 – 8. Коэффициенты, показывающие степень чувствительности модели к изменению исходных параметров (таблица 2), представлены в таблице 3.

Характеристики чувствительности системы к изменению начальных условий, полученные вычислением коэффициентов Спирмана и Кендалла, качественно одинаковы.



Рис. 5. Зависимость давления над активной зоной реактора от времени PD(t)



Рис. 6. Зависимость массы пара, выброшенного из первого контура, от времени M_s(t)



Рис. 7. Зависимость массы воды, выброшенной из первого контура, от времени M_w(t)



Рис. 8. Зависимость массы расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора, от времени M_m(t)

Таблица 3

		L										, ,				
-	1	^t D	P	D	N.	1 _m	1	m	rc	DX	N	1 _w	M	s	t.	F
-	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ	ρ	τ
VAR01	0,1	0,0	0,0	0,0	-0,3	-0,2	0,2	0,1	0,4	0,3	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1
VAR02	0,1	0,0	0,0	0,0	0,7	0,5	-0,1	-0,1	-0,3	-0,2	-0,1	0,0	0,1	0,0	0,1	0,1
VAR03	0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1	-0,1	-0,1	-0,1	0,0	-0,2	-0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
VAR04	-0,5	-0,4	0,3	0,2	-0,1	-0,1	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	-0,5	-0,4
VAR05	-0,1	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,2	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR06	-0,1	-0,1	0,1	0,1	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,0	-0,1	0,0
VAR07	-0,5	-0,4	0,5	0,4	0,1	0,1	0,1	0,0	-0,1	-0,1	-0,4	-0,3	0,2	0,1	-0,3	-0,2
VAR08	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,2	0,1	0,0	0,0	-0,1	-0,1
VAR09	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,2	-0,1	-0,1	0,0	0,2	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	0,0
VAR10	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,0	0,0
VAR11	0,1	0,1	-0,1	-0,1	-0,2	-0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR12	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,2	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	-0,1	-0,1	-0,2	-0,1
VAR13	-0,1	0,0	0,1	0,0	0,0	0,0	-0,1	0,0	0,2	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,1	-0,1	0,0
VAR14	0,1	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1
VAR15	-0,1	-0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR16	0,0	0,0	-0,1	0,0	-0,2	-0,1	0,3	0,2	0,1	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	-0,1	0,0
VAR17	0,1	0,0	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,2	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
VAR18	0,0	0,0	0,1	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	-0,2	-0,1
VAR19	-0,1	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,0	0,0	0,2	0,1	-0,2	-0,1
VAR20	0,0	0,0	0,0	0,0	0,3	0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1
VAR21	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,0	-0,2	-0,1
VAR22	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,2	0,1	-0,2	-0,1	0,0	0,0
VAR23	0,3	0,2	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,2	0,1
VAR24	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	0,0
VAR25	-0,1	-0,1	0,2	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,1	-0,1
VAR26	-0,1	-0,1	-0,1	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	-0,2	-0,1
VAR27	0,1	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1
VAR28	0,0	0,0	0,1	0,0	-0,3	-0,2	0,2	0,2	0,2	0,1	-0,1	-0,1	0,1	0,0	0,0	0,0
VAR29	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,2	-0,1	0,2	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	0,0	0,0
VAR30	-0,1	-0,1	0,2	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,2	-0,1
VAR31	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	-0,2	-0,2	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR32	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR33	0,1	0,1	0,1	0,1	-0,1	0,0	-0,2	-0,1	-0,1	0,0	0,3	0,2	0,4	0,3	0,2	0,1
VAR34	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0
VAR35	-0,2	-0,1	0,3	0,2	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	-0,5	-0,4	0,4	0,3	-0,1	-0,1
VAR36	0,1	0,1	0,0	0,0	-0,3	-0,2	-0,2	-0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,1	0,1
VAR37	-0,1	-0,1	0,1	0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,0	-0,1	-0,1	0,1	0,1	-0,1	-0,1

_				
Татрина чувствительности	грасчетной схемы	і к изменению	исхолных ланны	x

Заключение

В рамках данного исследования была продемонстрирована методика выполнения анализа чувствительности для ключевых параметров ТА на АЭС с РУ ВВЭР с применением кода улучшенной оценки СОКРАТ/В1 на примере моделирования аварии «Большая течь с полным обесточиванием АЭС с учетом отказа ГЕ-2 и ГЕ-3». В рамках анализа чувствительности рассмотрено 37 входных параметров моделей, оказывающих влияние на результаты моделирования сценариев ТА по 8 ключевым параметрам расчета. Всего в рамках анализа чувствительности выполнено 100 расчетов, что удовлетворяет 95 % статистическому доверительному интервалу и 95 % вероятности.

Степень чувствительности модели к изменению исходных параметров представлена в таблице 3.

Результаты расчета позволяют оценить характеристики используемой для обоснования безопасности при ТА модели. В частности, показано, что при рассматриваемом сценарии модель слабочувствительна к изменению таких параметров как объем СКР, уставка открытия ИПУ ПГ, время открытия ИПУ КД, начальное давление раствора борной кислоты в ГЕ САОЗ. Данные результаты позволяют заключить корректность моделирования сценария разрыва ГЦТ со снижением давления в первом контуре и недостижения давления срабатывания ИПУ КД по уставке.

По результатам анализа чувствительности были определены параметры, оказывающие наибольшее влияние на ключевые параметры расчета и его степень воздействия на результаты моделирования: время разрушения днища корпуса реактора и начала выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора t_D в наибольшей степени зависит от неопределенности мощности остаточных тепловыделений и неопределенности неравномерности энерговыделения в центральном канале; давление на выходе из реактора на момент разрушения корпуса реактора *P*_D наиболее сильно зависит от неопределенности неравномерности энерговыделения в центральном канале и коэффициента неопределенности КГС парогенератора; величина массы расплава и обломков, вышедших из корпуса реактора M_m, в наибольшей степени зависит от неопределенности толщины оболочки твэл и неопределенности КГС трубопроводов и арматуры на подводящей линии ГЕ САОЗ; величина температуры расплава активной зоны на момент окончания его выхода из корпуса реактора T_m в наибольшей степени зависит от номинального уровня в КД, неопределенности КГС выходного участка ТВС, давления регулирования БРУ-А и неопределенности КГС трубопроводов и арматуры на подводящей линии ГЕ САОЗ; величина степени окисления циркония на момент окончания выхода расплава из корпуса реактора г_{ОХ} в наибольшей степени зависит от неопределенности толщины оболочки твэл; величина выброшенной из первого контура массы воды M_w, в наибольшей степени зависит от неопределенности неравномерности энерговыделения в центральном канале, параметров раствора борной кислоты, подаваемого из ГЕ САОЗ; величина выброшенного из первого контура массы пара M_s , в наибольшей степени зависит от параметров раствора борной кислоты, подаваемого из ГЕ САОЗ, и коэффициента неопределенности КГС входных патрубков реактора; время окончания выхода расплава и твердых фрагментов из корпуса реактора t_F в наибольшей степени зависит от неопределенности мошности остаточных тепловыделений, коэффициента неопределенности КГС входных патрубков реактора и объема раствора в ГЕ САОЗ.

Наиболее вероятные диапазоны изменения определяющих параметров при ТА для рассмотренной выборки неопределенностей исходных данных представлены в таблице 4.

Таблина 4

225.8

115.4

МИН

170

	t_D , МИН	P_D , МПа	<i>М</i> _{<i>m</i>} , т	T_m , °C	r_{OX} , %	М₩, т	<i>М</i> _s , т	<i>t</i> _{<i>F</i>} , ми					
min	106	0,232	200,8	2244	23,4	222,2	111,6	154					

205.2

115

max

0.240

Наиболее вероятные значения опрелеляющих параметров при ТА

2396

26.7

Полученные результаты показывают возможность проведения анализов чувствительности используемых расчетных моделей к изменению исходных параметров, их важность при оценке корректности моделирования сценариев ТА при помощи ПС и создают основу для сокращения общего количества необходимых численных исследований в расчетном обосновании ТА (сроков выполнения и стоимости работ). Полученные результаты необходимы при выполнении требований нормативной документации для выполнения анализов безопасности, а также в рамках создания соответствующих инструкций по управлению тяжелыми авариями и выполнении вероятностных анализов безопасности.

Список литературы

- 1. НП-006-16 Федеральные нормы и правила в области использования атомной энергии «Требования к содержанию отчета по обоснованию безопасности блока атомной станции с реактором типа ВВЭР». – Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2017. – 224 с.
- 2. Deterministic safety analysis for nuclear power plants: safety guide / Vienna: International Atomic Energy Agency // IAEA safety standards series. 2009. N SSG-2. P. 84.
- 3. Best estimate safety analysis for nuclear power plants: uncertainty evaluation / Vienna: International Atomic Energy Agency // Safety reports series. 2008. ISSN 1020-6450. N 52.
- 4. Дэйвид Г. Порядковые статистики М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1979. 336 с.
- 5. Уилкс С. Математическая статистика М.: Наука, 1967. 632 с.
- 6. Бочаров П.П., Печинкин А.В. Теория вероятностей. Математическая статистика. 2-е изд. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2005. 296 с.
- 7. Кобзарь А.И. Прикладная математическая статистика. Для инженеров и научных работников – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2006. – 816 с.
- Ikonen T., Tulkki V. The importance of input interactions in the uncertainty and sensitivity analysis of nuclear fuel behavior // Nuclear Engineering and Design. – 2014. – Vol. 275. – P. 229–241.
- 9. Mohanty S. et al. History and value of uncertainty and sensitivity commission and center for nuclear waste regulatory analyses // Prepared for U.S. Nuclear Regulatory Commission.
- 10. Hamby D. A comparison of sensitivity analysis techniques // J. Reproduced from the journal Health Physics with permission from the Health Physics Society.
- 11. BEMUSE Phase III Report. Uncertainty and Sensitivity Analysis of the LOFT L2-5 Test // NEA/CSNI/R. 2007. N 4.
- 12. BEMUSE Phase VI Report. Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations // NEA/CSNI/R. 2011. N 4.
- 13. Glaeser H. Summary of existing uncertainty methods. OESD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations // NEA/CSNI/R Part 2. 2013. N 8. P. 5–15.
- 14. OECD/CSNI Workshop on Best Estimate Methods and Uncertainty Evaluations. NEA/CSNI/R Part 2. 2013. N 8.
- 15. Graeser H. GRS Method for Uncertainty and Sensitivity Evaluation of Code and Applications // Science and Technology of Nuclear Installations. 2008.
- 16. Программа СОКРАТ/В1. Аттестационный паспорт программного средства № 275 от 13.05.2010 НТЦ ЯРБ при Федеральной службе по экологическому, технологическому и атомному надзору, 2010.

Расчет гидродинамики струйно-вихревого конденсатора системы локализации аварии

Казанцев А. А., Сергеев Вл. В.

AO «ГНЦ $P\Phi - \Phi ЭИ$ », Обнинск, akazancev@ippe.ru

Аннотация

Струйно-вихревой конденсатор системы локализации аварии предназначен для обеспечения герметичности гидрозатвора между боксами парогенераторов и атмосферой при проектных авариях с течами теплоносителя. Модель трансформации вихря, предложенная Митрофановой О.В., использовалась для получения аналитического решения, описывающего профили скорости и формы свободной поверхности воды гидрозатвора. Решение основано на системе уравнений сохранения: массы, энергии, импульса, момента импульса, уравнении сохранения потока вихря для вращательно-поступательного течения в вихревой камере. Форма свободной поверхности воды имеет внутреннюю и внешнюю области по радиусу для закрученного течения с вихрем Ренкина. Внутренняя часть имеет свободную поверхность в виде параболического профиля. В области от середины радиуса до внешней стенки вихревой камеры профиль поверхности уплощается. Эта область является зоной квазипотенциального течения. Плоская периферийная поверхность обеспечивает сохранение воды в гидрозатворе при прохождении пиков давления и предотвращает потерю герметичноси гермозоны BBЭP-440 при максимальной проектной аварии.

Ключевые слова: ВВЭР-440, система локализации аварий, разрыв первого контура, струйно-вихревой конденсатор, закрученный поток, аналитическое решение.

Введение

Струйный вихревой конденсатор (СВК) – устройство в системе локализации аварий (СЛА) АЭС с ВВЭР-440, появившееся при продлении срока эксплуатации и заменившее собой грузовые сбросные клапаны. СВК обеспечивает сохранение гидрозатвора между боксами парогенераторов и атмосферой после прохождения аварии. По сравнению с клапанами, имеющими типовую неисправность «открытие с последующим не закрытием клапана», гидрозатвор обеспечивает герметизацию пассивно, на естественных принципах. Конструкция СВК, используя барботаж парогазовой смеси через закрученное течение воды гидрозатвора, обеспечивает минимум уноса влаги в атмосферу.

В [1] опубликовано описание конструкции СВК. Эскиз СВК с указанием основных его компонент представлен на рис. 1.

Струйно-вихревой конденсатор установлен в помещении демонтированных грузовых механизмов предохранительных клапанов бокса ПГ-ГЦН. Струйно-вихревой конденсатор представляет собой бак с водой (1), в центре которого расположена цилиндрическая обечайка (вихревая камера) (5) с сопловым аппаратом (4), расположенным под уровнем воды. В верхней части обечайка проходит через днище бака рециркуляции (7), сообщенного с нижней частью вихревой камеры с помощью переливных труб (8). Сопловой аппарат содержит пустотелые направляющие лопатки, расположенные под углом 45° к обечайке, внутренняя полость которых сообщена с жидкостью, находящейся в нижней части бака CBK (1). Направляющие лопатки имеют перфорацию в узком сечении соплового аппарата для инжекции воды. Бак рециркуляции сообщается с атмосферой (внешней средой). Таким образом, струйно-вихревой конденсатор представляет собой гидрозатвор с закрученным потоком, отделяющий бокс ПГ-ГЦН от атмосферы.

Модель трансформации вихря [2] использована для получения аналитического решения для расчета закрученного потока воды гидрозатвора в вихревой камере. Для описания перелива закрученного потока через верхний край цилиндрической вихревой камеры, обечайки верхней (поз. 6 рис. 1) в верхний бак рециркуляции (поз. 7 рис. 1), необходимо знать профиль свободной поверхности воды в вихревой камере.

Для поступательно-вращательного течения определяющим критерием подобия является параметр закрутки *Y* (Хигир-Бэра) [2]. Для тангенциального подвода среды в вихревую камеру

СВК он определяется только углом закрутки соплового аппарата $f = 45^{\circ}$ и практически не зависит от критерия Рейнольдса [2]:

(1)



Рис. 1. Принципиальная схема СВК для энергоблоков 1, 2 Кольской АЭС: 1 – бак нижний (бак СВК); 2 – рама опорная; 3 – основание; 4 – сопловой аппарат; 5 – обечайка (вихревая камера); 6 – обечайка верхняя (расположена внутри бака рециркуляции); 7 – бак рециркуляции; 8 – трубы переливные (6 шт.) Ду 500; 9 – вставка сильфонная; 10 – стояк Ду 250

Существует пороговая величина $Y^* = 0,23$, начиная с которой (при $Y > Y^*$) профиль окружной скорости начинает делиться на две зоны по радиусу: внутреннюю зону квазитвердого вращения (или вынужденного вихря $u_{\phi} = \omega \cdot r$) и внешнюю зону квазипотенциального течения (зону «свободного вихря» $\Gamma = u_{\phi} \cdot r = \text{const}$). При $Y > Y^*$ методики расчета, использующие приближение «параболической» свободной поверхности, становятся несправедливы. Такой закрученный поток известен как составной вихрь Ренкина.

Физико-математическая модель СВК

В [2] описана модель трансформации вихря, основанная на системе уравнений сохранения: энергии, импульса, момента импульса и потока вихря (уравнение Гельмгольца). Для нахождения профиля свободной поверхности воды система дополняется интегралом Бернулли. Модель трансформации вихря использует параметрическое описание профилей скорости. Неизвестные коэффициенты в профилях находятся из удовлетворения граничным условиям и интегралам законов сохранения. Исходная система уравнений для стационарных условий, в безразмерных координатах, полученная в [2], имеет вид:

Уравнение сохранения импульса по окружной координате

$$\frac{\partial}{\partial z} \int_{0}^{1} \rho u_{\varphi} u_{z} R^{2} dR = \tau_{r\varphi} \Big|_{R=1} + R_{0} \int_{0}^{1} f_{\varphi} R^{2} dR .$$
⁽²⁾

Уравнение сохранения импульса по осевой координате

$$\frac{\partial}{\partial z} \int_{0}^{1} \rho u_{z}^{2} R dR = -\frac{1}{2} \frac{\partial \overline{p}^{a}}{\partial z} + \tau_{rz} \Big|_{R=1} + R \int_{0}^{1} f_{z} R dR .$$
(3)

Уравнение сохранения потока вихря (уравнение Гельмгольца)

$$-\frac{\partial}{\partial Z}\int_{0}^{1}\rho\frac{u_{z}^{2}-u_{\varphi}^{2}}{R}dR + \frac{\partial}{\partial Z^{2}}\int_{0}^{1}\rho u_{z}u_{r}dR - \rho u_{z}\frac{\partial u_{z}}{\partial Z}\Big|_{0}^{1} =$$

$$=\frac{\partial^{2}}{\partial Z^{2}}\int_{0}^{1}\tau_{rz}dR - \frac{\partial(R\tau_{rz})}{R\partial R}\Big|_{0}^{1} - \frac{\partial\tau_{zz}}{\partial Z}\Big|_{0}^{1} + R\frac{\partial}{\partial Z}\int_{1-h/R_{0}}^{1}f_{r}dR - Rf_{z}\Big|_{1-1/R_{0}}^{1}.$$
(4)

Здесь $R = \frac{r}{R_0}, Z = \frac{z}{R_0}$ — безразмерные радиальная и осевая координаты.

Система из трех уравнений (2)–(4) переводится в дискретную, конечно-разностную форму и решается относительно трех искомых параметров модели трансформации вихря, а именно:

$$u_{\varphi 0}$$
, D(Z) и $\frac{\partial \overline{p}^{a}}{\partial z}$.
Здесь $\frac{\partial \overline{p}^{a}}{\partial z}$ — градиент давления вдоль оси течения. Усредненное по радиусу и симмет-
ричное по окружности давление зависит только от координаты Z:

$$\overline{P}^{a}(z) = \frac{2}{R_{0}^{2}} + \int_{0}^{R_{0}} P(r, z) dz .$$
(5)

Уравнение свободной изобарической поверхности получено на основе интеграла Бернулли для вращательно-поступательного течения, записанного с учетом трех компонент скорости для закрученного потока. На свободной поверхности справедливо условие непроницаемости трубки тока, что дает условие равенства нулю суммарной или полной скорости.

Пусть нижняя точка свободной поверхности воды Z_0 расположена на оси R = 0 при давлении над поверхностью $P = P_0$, где окружная скорость на оси $u_0^2(0) = 0$, $u_r^2(0) = 0$, тогда

$$\frac{(p-p_0)}{\rho g} = \left(Z - Z_0\right) - \frac{1}{2g}u_{\varphi}^2(R) - \frac{1}{2g}u_r^2(R) + \frac{1}{2g}\left[u_z^2(0) - u_z^2(R)\right].$$
(6)

Учитывая, что на оси вихревой камеры, при R = 0, $u_{\phi}^2(0) = 0$, $u_r^2(0) = 0$, получим профиль свободной поверхности:

$$\left(Z(R) - Z_0\right) = \frac{1}{2g} \left[-u_{\varphi}^2(R) + u_z^2(0) - u_z^2(R) - u_r^2(R) \right].$$
⁽⁷⁾

Здесь Z₀ – уровень свободной поверхности на оси закрученного потока.

Модель трансформации вихря [2] использует следующие параметрические профили окружной и осевой компонент вектора скорости:

СЕКЦИЯ 5. Расчетные модели, коды и результаты численного моделирования

$$u_{\phi}(R,Z) = u_{\phi 0}(R) \Big[\Big(4R^2 - 3R^3 \Big) + q \Big(R - 2R^2 + R^3 \Big) \Big], \tag{8}$$

$$u_{z}(R,Z) = \overline{u}_{z}^{0} \left[1 + Q(1 - 2R^{2}) \right] + D(Z) \left[(7 - 3Q) - 6(5 - Q)R^{2} + 20R^{3} \right].$$
(9)

Для стационарных условий осредненное уравнение неразрывности дает прямую связь между радиальной и осевой компонентами скорости

$$u_r(R,Z) = -\frac{1}{R} \int_0^R \frac{\partial \left[u_z(R,Z) \right]}{\partial Z} R dR.$$
(10)

Профиль радиальной компоненты получен из (9), с учетом (10):

$$u_r(R,Z) = \frac{\partial D(Z)}{\partial Z} \left[\frac{3Q-7}{2} R + \frac{15-3Q}{2} R^3 - 4R^4 \right].$$
(11)

Распределение по радиусу профиля свободной поверхности, показанное на рис. 2 получено после подстановки в (7) параметрических профилей скоростей (8), (9), (11).

Видно, что составной вихрь Ренкина имеет две зоны по радиальной координате. Профиль свободной поверхности во внутренней области квазитвердого вращения близок к параболическому. В зоне квазипотенциального безвихревого течения при R > 0,5 профиль приближается к плоскому, проходит через максимум и снижается к периферии. Это существенно для правильного расчета перелива через верхний край цилиндрической вихревой камеры в бак рециркуляции.



Рис. 2. Профиль свободной поверхности (Z–Z₀) для цилиндрической вихревой камеры

Структура течения с вихрем Ренкина напоминает смерч или торнадо. Запишем уравнение для трубки тока, основное свойство которой – непроницаемость границ трубки.

Дифференциальное уравнение трубки тока

$$\frac{dr}{u_r} = \frac{rdr}{u_0} = \frac{dz}{u_z}.$$
(12)

В центральной области вихревой камеры (где радиальная скорость мала относительно других), из правого равенства (12) получим

$$dz = \frac{u_z}{u_{\omega}} r d\varphi.$$
(13)

Здесь линиями тока являются винтовые линии.

В периферийной области вихревой камеры (зона соплового аппарата с большими окружной и радиальной скоростями), из левого равенства (13) получим

$$\frac{dr}{r} = \frac{u_r}{u_{\varphi}} d\varphi.$$
(14)

Линии тока в периферийной области – *логарифмические спирали*, течение идет по суживающимся каналам без стенок, внутреннее трение не проявляется. Это вихревая трубка в идеальной жидкости, причем идеальная жидкость не имеет вязкости, нет потерь трения.

Поверхность сопряжения областей описывается дифференциальным уравнением сопряжения и получается из уравнения трубки тока (13). Для периферийной области и центральной области параболическая поверхность вращения и сопряжения.

$$dz = \frac{u_z}{u_r} dr \,. \tag{15}$$

Это уравнение параболы, точнее *параболической поверхностью* вращения. Значит линия сопряжения отделяет *периферийную область* (рядом с соплами), где $u_r \approx u_{\phi}$ и u_z мала, от *центральной области*, где $u_z \approx u_{\phi}$ и u_r мала. На параболической поверхности радиальная компонента скорости практически скачком переходит в вертикальную осевую скорость. Для сжимаемой среды на этой поверхности сопряжения происходит скачок плотности, она снижается. Локально образуется скачок понижения давления.

Скачок падения давления в вихревой камере на границе зон течения вызывает увеличение расхода. Появляется как бы дополнительный насос, увеличивающий расход среды через сопла практически в два раза. Это подтверждают и эксперименты. На воздушном стенде ВНИИАЭС [1] для стенда, включавшего сопловой аппарат и вихревую камеру получен коэффициент расхода 1,2, то есть реальный расход превышает теоретический.

Появление области пониженного приосевого давления в вихревой камере CBK приводит к возрастанию расхода смеси через сопловой аппарат. Увеличение расхода снижает пик давления при протекании аварии с течью теплоносителя в боксе парогенераторов и в герметичных помещениях BBЭP-440.

Заключение

Наличие подачи смеси через сопла и сильной закрутки делает профиль свободной поверхности уплощенным во внешней по радиусу зоны квазипотенциального течения. Только до половины радиуса R < 0,5 он близок к параболическому, а затем уплощается. Во внешней зоне течения уровень свободной поверхности имеет максимум и снижается к периферии. Уровень края поверхности важен для правильного расчета перелива через верхний край цилиндрической вихревой камеры. Уплощение профиля обеспечивает сохранность воды в гидрозатворе и предотвращает ее унос в выходной тракт во время прохождения пика давления в начале аварии с течью теплоносителя. Тем самым обеспечивается необходимая герметичность гидрозатвора системы локализации аварии.

Список литературы

- 1. Кудрявцев Б.К., Булынин В.Д. Струйные аппараты в системах безопасности атомных станций. Опыт разработки и внедрения. – М.: ООО «Контент пресс», 2013.
- 2. Митрофанова О.В. Гидродинамика и теплообмен закрученных потоков в каналах ядерноэнергетических установок. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2010. – 288 с.

Верификация модели струйно-вихревого конденсатора системы локализации аварии в коде КУПОЛ-М

Казанцев А. А., Попова Т. В., Супотницкая О. В., Сергеев Вл. В. AO «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, akazancev@ippe.ru

Аннотация

Струйно-вихревой конденсатор является элементом системы локализации аварии на АЭС с ВВЭР-440, предназначенным для снижения давления в системе локализации аварии при разрыве первого (второго) контура на АЭС с ВВЭР-440 (В-230, 179). Верификация модели функционирования струйно-вихревого конденсатора в составе кода КУПОЛ-М проведена на экспериментальных данных, полученных на стенде ВНИИАЭС. Результаты проведенных расчетов хорошо согласуются с экспериментальными данными.

Ключевые слова: ВВЭР-440, система локализации аварий, разрыв первого контура, струйно-вихревой конденсатор, код КУПОЛ-М.

Введение

Код КУПОЛ-М предназначен для расчета параметров среды в системе взаимосвязанных помещений, преимущественно внутри защитных оболочек, и систем герметичного ограждения при различных условиях на АЭС с ВВЭР [1].

Струйно-вихревой конденсатор (СВК) является элементом системы локализации аварии (СЛА) на АЭС с ВВЭР-440, предназначенным для снижения давления в системе локализации аварии при разрыве первого (второго) контура на АЭС с ВВЭР-440 (В-230, 179). Внедрение струйно-вихревого конденсатора в систему локализации аварий блоков АЭС с ВВЭР-440 (В-230, 179) в совокупности с другими мероприятиями позволило в начале 2000-х продлить срок их эксплуатации на 15 лет. С 1995 по 2001 г. во ВНИИАЭС были проведены экспериментальные исследования теплогидравлических характеристик СВК. Цель исследований заключалась в доказательстве работоспособности струйно-вихревого конденсатора при нагрузках, характерных для различного типа аварий, включая аварию с разрывом главного циркуляционного трубопровода максимального диаметра (Ду 500) и двухсторонним истечением теплоносителя, обеспечить непревышение проектного предела давления в помещениях СЛА. Экспериментальные данные, полученные на стенде ВНИИАЭС, были использованы для проведения верификации модели СВК в составе кода КУПОЛ-М [2].

Описание функционирования СВК

Схема СВК для СЛА энергоблока ВВЭР-440/В-230 Кольской АЭС представлена на рис. 1 [2]. Струйно-вихревой конденсатор установлен в помещении демонтированных грузовых механизмов предохранительных клапанов бокса ПГ-ГЦН. Струйно-вихревой конденсатор представляет собой бак с водой (1), в центре которого расположена цилиндрическая обечайка (вихревая камера) (5) с сопловым аппаратом (4), расположенным под уровнем воды. В верхней части обечайка проходит через дно бака рециркуляции (7), сообщенного с нижней частью вихревой камеры с помощью переливных труб (8). Сопловой аппарат содержит пустотелые направляющие лопатки, расположенные под углом 45° к обечайке, внутренняя полость которых сообщена с жидкостью, находящейся в нижней части бака CBK (1). Направляющие лопатки имеют перфорацию в узком сечении соплового аппарата. Бак рециркуляции сообщается с окружающей средой через сбросные устройства. Таким образом, при заполненном водой баке струйно-вихревой конденсатор представляет собой гидрозатвор, отделяющий бокс ПГ-ГЦН от атмосферы.

Струйно-вихревой конденсатор работает следующим образом. При разрыве трубопровода первого контура давление в боксе парогенераторов повышается, и начинается вытеснение гидрозатвора из периферийной части бака CBK (опускного канала) через сопловой аппарат в вихревую камеру CBK. Вследствие того, что направляющие лопатки соплового аппарата расположены под углом к вихревой камере, происходит одновременный подъем уровня воды в вихревой камере и ее закрутка. Поверхность жидкости в вихревой камере приобретает форму параболоида вращения, с повышенным уровнем воды на периферии и пониженным уровнем в центре (образуется воронкообразная поверхность). При достижении жидкостью верхнего среза вихревой камеры происходит перелив жидкости в бак рециркуляции. Далее жидкость по переливным трубам поступает в нижний бак.



Рис. 1. Принципиальная схема СВК для энергоблоков 1, 2 Кольской АЭС: 1 – бак нижний (бак СВК); 2 – рама опорная; 3 – основание; 4 – сопловой аппарат; 5 – обечайка (вихревая камера); 6 – обечайка верхняя (расположена внутри бака рециркуляции); 7 – бак рециркуляции; 8 – трубы переливные (6 шт.) Ду 500; 9 – вставка сильфонная; 10 – стояк Ду 250

При достижении уровнем воды в опускном канале верхнего среза соплового аппарата, паровоздушная смесь из бокса парогенераторов начинает поступать в сопловой аппарат, а через полые лопатки, которые связаны с жидкостью в опускном канале, в паровоздушный поток начинает инжектироваться вода под тем же давлением, что и паровоздушная смесь. Пар из паровоздушной смеси частично конденсируется, а неконденсирующиеся газы и несконденсированный пар вместе с потоком жидкости поступают во вращающийся слой в вихревой камере. Пар продолжает конденсироваться во вращающемся слое жидкости до нагрева жидкости до температуры насыщения.

При снижении давления в ходе аварии уровень воды в опускном канале повышается за счет возврата воды из вихревой камеры, в результате чего происходит закрытие проходного сечения соплового аппарата. Скорость вращения жидкости в вихревой камере уменьшается и происходит переход режима работы СВК в режим барботирования.

Открытие проходного сечения соплового аппарата происходит в зависимости от масштаба аварии: при больших течах первого контура полное открытие, при авариях с меньшими течами частичное открытие.

В случае вакуумирования системы герметичных помещений через гидрозатвор СВК в них будет поступать воздух из атмосферы.

Основным требованием, предъявляемым к СВК как элементу СЛА: обеспечение избыточного давления в боксе парогенератора ниже 0,1 МПа при аварии с гильотинным разрывом Ду500 и двусторонним истечением, соответственно, абсолютное давление обеспечивается ниже 0,2 МПа. Поскольку эксперименты в обоснование конструкции СВК проводились только на стенде ВНИИАЭС, они являются единственным источником для проверки корректности интегрированной в код КУПОЛ-М модели, описывающей функционирование СВК. Экспериментально обоснованы следующие характеристики СВК, оказывающие наибольшее влияние на функционирование СВК: конфигурация паровых сопел, углы установки паровых сопел, конструктивные размеры аппарата, схема организации циркуляции воды в СВК.

Схема стенда ВНИИАЭС с моделью СВК представлена на рис. 2. Стенд имеет два сосуда для приготовления заданной рабочей среды.

В экспериментах на стенде ВНИИАЭС использовались две модели СВК – модель № 1 и модель № 2. Модели СВК выполнены в масштабе 1:10 по радиусу, высотные отметки модели СВК и СВК для АЭС совпадают. Усовершенствованная модель № 2, приведенная на рис. 3, отличалась от модели № 1 измененной конфигурацией сопла и возможностью подачи воды из бака СВК в сопла путем инжекции.



Рис. 2. Схема стенда со струйно-вихревым конденсатором:

1, 2 – сосуды для приготовления рабочей среды; 3, 4 – трубы Dy66 к мембранному узлу; 5 – мембранный узел; 6 – бак-имитатор бокса ПГ; 7 – труба Dy600; 8, 9 – подводящие патрубки Dy400; 10 – струйно-вихревой конденсатор

Физико-математическая модель функционирования СВК

Модель функционирования СВК описывает динамику следующих параметров:

уровень воды гидрозатвора;

– массы воды в опускном канале, вихревой камере, переливных трубах и баке рецирку-

ляции;

- температура воды;
- угловая скорость вращения в центральной области вихревой камеры.

Для расчета динамики угловой скорости воды в приосевой области вихревой камеры используется уравнение сохранения кинетической энергии для вращательного движения воды в вихревой камере. Энергия вращательного движения жидкости складывается из энергии вращательного движения центральной части жидкости, в которой вращение происходит как для квази-твердого тела и кинетический энергии потенциального вращения в периферийной части вихревой камеры, в которой течение имеет потенциальный характер. При расчете формы поверхности среды в вихревой камере и условий перелива в бак рециркуляции учитывается существование двух зон течения вращательного движения.



Рис. 3. Модель СВК № 2:

бак-имитатор бокса ПГ; 2 – подводящий патрубок; 3 – бак рециркуляции; 4 – обечайка центральная;
 патрубки переливные; 6 – бак СВК; 7 – секция завихрителя; 8 – основание; 9 – пилоны (вставки);
 10 – каналы инжекционные; 11 – сопловой канал

Расчет давления и температуры парогазовой среды в экспериментальной модели СВК проводился кодом КУПОЛ-М с интегрированной в него моделью струйно-вихревого конденсатора.

Для описания движения воды в основном гидрозатворе опускной канал – вихревая камера используются уравнение динамики скорости воды (1) и уравнение (2) для определения уровня гидрозатвора.

Уравнение динамики скорости воды имеет вид:

$$\frac{dW_1}{dt} + \frac{\beta_z}{m}W_1 - \frac{\rho F_1 g}{m}\Delta Y = (P_1 - P_2)\frac{F_1}{m},\tag{1}$$

где W_1 – средняя скорость воды в опускном канале СВК, м/с; t – время, с; $\Delta P = P_1 - P_2$ – перепад давления на гидрозатворе, Па; P_1 – давление в опускном канале СВК, Па; P_2 – давление в баке рециркуляции, Па; F_1 – площадь опускного канала СВК, м²; $\Delta Y = (Y_1 - Y_2)$ – разность уровней воды начала Y_1 и конца Y_2 воды в гидрозатворе, м; β_z – размерный коэффициент, кг/с; g – ускорение свободного падения, м/с²; m – масса воды в гидрозатворе опускной каналвихревая камера, кг.

Динамика уровня воды гидрозатвора *Y*₁ определяется как

$$\frac{dY_1}{dt} = -W_1. \tag{2}$$

Два аналогичных уравнения описывают движение воды в гидрозатворе вихревая камерапереливные трубы. Доля открытия сопел для течения парогазовой смеси F_{up} зависит от динамики уровня гидрозатвора Y_1 и определяется как

$$\bar{F}_{up} = (Z_{nozzle} - Y_1 - Z_{bot_nozzle}) / (Z_{nozzle} - Z_{bot_nozzle}),$$
(3)

где Z_{nozzle} – верхний уровень сопел, м; Z_{bot_nozzle} – нижний уровень сопел, м.

Массовый расход парогазовой смеси через сопла G_{gas_nozzle} с учетом доли открытия сопел F_{up} рассчитывается по формуле:

$$g_{as_nozzle} = \rho_{gas} V_{gas_nozzle} F_{nozzle} F_{up}, \tag{4}$$

где G_{gas_nozzle} – массовый расход парогазовой смеси, кг/с; V_{gas_nozzle} – скорость течения парогазовой среды на выходе из сопел, м/с; ρ_{gas} – плотность парогазовой смеси в опускном канале, кг/м³.

При скоростях потока через сопла близких или равных скорости звука используется предположение об адиабатном истечении газа без необратимых потерь на трение по стандартной методике.

Для расчета температуры воды гидрозатвора используется уравнение сохранения энергии. Температура парогазовой смеси, поступающей в гидрозатвор СВК, равна температуре среды в опускном канале. Нагрев воды осуществляется за счет конденсации пара на каплях при инжекции воды в поток парогазовой среды в соплах и за счет конденсации пара в воде вихревой камеры. На выходе из СВК парогазовая смесь имеет температуру, равную температуре воды в СВК.

При определенных условиях возможен проскок пара, то есть пар в воде СВК конденсируется не до насыщенного состояния, а может оставаться несколько перегретым. Явление проскока возникает либо при больших расходах пара, либо в том случае, когда температура воды в СВК близка к температуре насыщения при давлении газа в баке рециркуляции. Температура воды T^* , при которой происходит проскок пара, определяется по зависимости [3] с учетом присутствия неконденсирующегося газа:

$$T^* = T_s - \frac{T_v}{36 C_{wat} e^{(-1.83C_N)} \cdot Fr^{(0.23C_N - 0.23)}}$$
(5)

где T_s – температура насыщения воды по давлению в баке рециркуляции, К; r_v – удельная теплота конденсации, Дж/кг; C_{wat} – удельная теплоемкость воды, Дж/(кг·К); Fr – критерий Фруда; C_N – массовая концентрация неконденсирующихся газов в парогазовой смеси.

Для расчета массы воды в опускном канале и вихревой камере используются уравнения сохранения массы жидкости. Динамика массы воды в баке рециркуляции определяется поступлением воды из вихревой камеры, поступлением воды из переливных труб или сливом воды через переливные трубы в вихревую камеру.

Верификация модели СВК на экспериментальных данных стенда ВНИИАЭС, эксперимент 2-3

Схема модели СВК № 2 стенда ВНИИАЭС приведена на рис. 3. Модель выполнена в масштабе 1:10 по радиусу, высотные отметки модели и СВК для АЭС совпадают. На модели СВК № 2 были проведены эксперименты с разрывом диафрагмы Ду 100, что соответствует расходу при двухстороннем разрыве трубопровода первого контура Ду 500 [2].

На рис. 4 показана динамика массового расхода пароводяной смеси при истечении через мембрану Ду 100 в бак-имитатор бокса ПГ. Расчет выполнен кодом КОРСАР [4].

На рис. 5–8 представлены результаты расчетного моделирования эксперимента 2–3. Эксперимент 2–3 выбран как наиболее близкий по конструкции и режиму течи к условиям функционирования СВК на АЭС.

На рис. 5 представлено сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными по давлению [2]. В эксперименте максимальное давления среды 0,98 бар изб. достигается в момент времени 0,67 с, в расчете – 1,08 бар изб. в момент времени 0,6 с. Сопоставление приведенных значений показывает удовлетворительное согласование расчетного максимального давления с экспериментальным значением.



Рис. 4. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Расчет кодом КОРСАР. Динамика массового расхода пароводяной смеси при истечении среды через мембрану в бак-имитатор бокса ПГ







На рис. 6 представлено сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными по температуре среды [2]. По мере интенсивного поступления пара в бак-имитатор бокса ПГ происходит вытеснение воздуха через сопловой аппарат в бак рециркуляции и затем в окружающую среду. В результате после 3,0 с в составе парогазовой среды преобладает пар, что приводит к выходу температура среды на температуру насыщения, определяемую по давлению в данном боксе.

На рис. 7 показана динамика массового уровня воды в опускном канале, вихревой камере, баке рециркуляции и переливных трубах. Под действием перепада давления массовый уровень воды в опускном канале за 0,4 с понижается до отметки низа сопел, полностью открывая сопловой аппарат. Вода гидрозатвора через сопла полностью уходит в вихревую камеру. Дальнейшее снижение уровня в опускном канале связано с инжекцией воды в соплах и уносом капель воды в вихревую камеру. Поступление воды в бак рециркуляции из вихревой камеры начинается после 1,1 с. Снижение давления после 2,3 с приводит к сливу воды из бака рециркуляции в нижнюю часть вихревой камеры.

На рис. 8 показана динамика полной массы и температуры воды в CBK. Полная масса включает массу воды в опускном канале, вихревой камере, баке рециркуляции и переливных трубах. Увеличение массы воды в CBK происходит за счет процессов конденсации пара в воде и поступления капель. Сравнение динамики температуры воды и динамики массы воды показывает, что рост температуры воды обусловлен выделением тепла при конденсации пара.



Рис. 7. Эксперимент 2-3. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Динамика массовых уровней воды в опускном канале, вихревой камере, баке рециркуляции и переливных трубах и площади открытия сопел: — массовый уровень воды в опускном канале; — — — массовый уровень воды в вихревой камере; — — массовый уровень воды в переливных трубах; • • • • • • – массовый уровень воды в баке рециркуляции; — — — — — — площадь открытия сопел



Рис. 8. Эксперимент 2-3. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Динамика полной массы и температуры воды в СВК:

Верификация модели СВК на экспериментальных данных стенда ВНИИАЭС, эксперимент 1

На рис. 9–11 представлены результаты расчетного моделирования эксперимента 1 с разрывом диафрагмы Ду 100. Эксперимент 1 проведен на модели СВК № 1, отличающейся от модели СВК № 2 геометрическими параметрами конструкции.

На рисунке 9 представлена динамика давления в баке-имитаторе бокса ПГ, а также площадь открытия сопел для потока парогазовой смеси. Под действием перепада давления в момент времени ~0,4 с начинается открытие сопел. Начиная с момента полного открытия сопел ~0,9 с давление в баке-имитаторе бокса ПГ резко снижается.

На рис. 10 показана динамика массового расхода парогазовой смеси через открытую часть соплового аппарата. Сначала по мере поступления пара в бак-имитатор бокса ПГ происходит вытеснение воздуха через сопловой аппарат в бак рециркуляции и затем в окружающую среду. После ~4,0 с от начала подачи пароводяной смеси в бак-имитатор бокса ПГ парогазовая среда состоит практически из пара. Массовый расход среды через сопла после 4,0 с не превышает ~28,0 кг/с.

На рис. 11 представлена динамика температуры парогазовой смеси в CBK. По мере изменения состава смеси от паровоздушной до преимущественно паровой и прогрева пара до температуры насыщения температура парогазовой смеси приближается к температуре насыщения, определяемой по давлению в данном боксе.







Рис. 10. Эксперимент 1. Разрыв мембраны Dy 100 мм. Динамика массового расхода через сопла: — — — – расход парогазовой смеси; — – расход пара; •••••• – расход воздуха

СЕКЦИЯ 5. Расчетные модели, коды и результаты численного моделирования



Выводы

Верификация модели СВК проведена на экспериментальных данных, полученных на стенде ВНИАЭС. При численном моделировании экспериментов получено хорошее совпадение расчетных и экспериментальных значений максимального давления в баке-имитаторе бокса ПГ.

Список литературы

- 1. КУПОЛ-М версия 1.10а. Аттестационный паспорт программного средства № 397 от 14.07.2016. М.: НТЦ ЯРБ, 2016.
- 2. Кудрявцев Б.К., Булынин В.Д. Струйные аппараты в системах безопасности атомных станций. Опыт разработки и внедрения. – М.: ООО «Контент пресс», 2013.
- 3. Хазанов А.Л. Исследование условий прекращения полной конденсации пара при движении паровоздушной смеси через слой воды конденсатора-барботера // Электрические станции. 2009. № 6. С. 27–31.
- 4. КОРСАР/В1.1 Аттестационный паспорт программного средства № 168 от 23.12.2003. М.: НТЦ ЯРБ, 2003.