Особенности гидродинамики и теплообмена в ТВС активной зоны в быстром реакторе с высоким темпом наработки вторичного топлива

Лубина А.С.

НИЦ «Курчатовский институт», Москва, lubina as@nrcki.ru

Аннотация

В работе рассматривались особенности гидродинамики и теплообмена быстрого натриевого реактора, обеспечивающего темп наработки вторичного ядерного топлива – плутония не ниже 300 кг/ГВт (э)/год за счет высокого объемного энерговыделения в топливе. Конструкции ТВС такого реактора, в отличие от классических БН, сочетает использование U-Pu-Zr металлического топлива в тонких твэлах (6,1 мм) и менее тесной твэльной решетки (с относительным шагом 1,336). Для такой, достаточно новой конструкции проводилось CFD-моделирование гидродинамики проточной части ТВС совместно с расчетом температур теплоносителя и твэлов.

Были созданы модели ячеек без навивки и с навивкой типа «ребро-по-ребру». Из расчетов гидродинамики этих ячеек подбирались характеристики момента импульса, действующего на поток в результате закрутки от проволоки таким образом, чтобы в обеих ячейках становились близкими характеристики потока массы через границу ячейки и коэффициенты трения. Далее эти характеристики использовались для расчета течения натрия в модели ½ТВС реактора.

В данной работе приводятся результаты расчетов по гидродинамике и теплообмену в моделях ячейки и половины ТВС быстрого натриевого реактора. Показаны уровни температур натрия и оболочек твэлов в характерных областях ТВС, а также неравномерности распределений температур по азимуту оболочек центральных, периферийных и угловых твэлов. Приведено сравнение полей температур в вариантах моделей ТВС без закрутки потока и с учетом действия источника распределенного момента импульса, закручивающего поток, аналогично дистанционирующей проволоке.

Ключевые слова: реактор на быстрых нейтронах; вторичное ядерное топливо; гидродинамика; теплообмен; твэл; проволочное дистанционирование; тепловой поток; профили скоростей; поля температур; турбулентное течение.

Введение

Целью исследования является анализ особенностей гидродинамики и теплообмена в ТВС перспективного натриевого реактора с высоким потенциалом воспроизводства в уранплутониевом замкнутом топливном цикле [1].

В данной работе исследовались проблемы гидродинамики и теплообмена модернизированного быстрого натриевого реактора электрической мощностью 1000 МВт с высокой объемной энергонапряженностью в металлическим уран-плутониевом топливе. Объектом исследования является наиболее энергонапряженная ТВС активной зоны. К особенностям конструкции ТВС данного реактора можно отнести довольно широкий относительный шаг топливной решетки (1,336), маленький диаметр твэлов (6,1 мм) и достаточно тонкий чехол ТВС (2 мм). С точки зрения особенностей режимных параметров теплоносителя нужно отметить, что в данном реакторе скорость теплоносителя в активной зоне ниже, а средний подогрев примерно в 1,5 раза выше (~ 220 K), чем в типичном БН (160 K).

Расчетов гидродинамики и теплообмена для такого типа TBC ранее не проводилось, поэтому использование существующих корреляций и методик расчета, полученных для специфики активных зон реакторов БН, возможно только после проверки их валидности для условий TBC данного реактора. В качестве расчетного инструмента было решено использовать CFD-код ANSYS CFX [2]. Была использована модель турбулентности SST [3]. Перед использованием этих кодов для моделирования термогидродинамики теплоносителя в TBC активной зоны быстрого высокобридингового реактора была проведена предварительная верификация используемых в них моделей турбулентности на прямолинейных каналах различной формы: труба, щель, гексагональные ячейки пучков стержней с относительными шагами 1,1–1,4.

После этого моделировалась гидродинамика потока натрия в ячейке с твэлом и проволочной навивкой вокруг него, а также поток натрия в ячейке без навивки. Из сравнения результатов расчетов этих ячеек по характеристикам массообмена и температурным полям определялся вид дополнительного источникового члена в уравнении количества движения, симулирующего закрутку потока от воздействия проволоки. Далее, этот способ моделирования закрутки использовался для расчета течения натрия в модели ½ТВС реактора.

В данной работе приводятся результаты расчетов по гидродинамике и теплообмену в моделях ячейки и половины ТВС быстрого натриевого реактора. Показаны уровни температур натрия и оболочек твэлов в характерных областях ТВС, а также неравномерности распределений температур по азимуту оболочек центральных, периферийных и угловых твэлов.

1. Описание моделей шестигранных ячеек ТВС без навивки и с навивкой

На рис. 1 представлена первая модель, которая представляет собой шестигранную ячейку длиной 0,18 м с двухзаходной проволочной навивкой с тремя периодами навивки. Шаг периода навивки – 0,06 м. Диаметр твэла составляет 6,1 мм, относительный шаг решетки s/d = 1,336, диаметр проволоки 1,025 мм. На рис. 2 показан один период навивки.



Рис. 1. Модель шестигранной ячейки с дистанционирующей проволокой



Рис. 2. Один период навивки ячейки с двухзаходным проволочным дистанционированием твэла типа «ребро-по-ребру»

Температура входа натрия в данной модели составляла 450°С. В модели задавался равномерный тепловой поток на поверхности твэла, равный $q_{s \max} = 2,582 \cdot 10^5 \text{ Вт/м}^2$. Подвод тепла производится на высоте двух последних периодов, на высоте первого периода тепло не подводилось – участок использовался для формирования поля скоростей.

Вторая модель представляет собой шестигранную ячейку с твэлом без навивки длиной 0,8 метра. Диаметр твэла – 6,1 мм, относительный шаг решетки s/d = 1,336. Модель ячейки по-казана на рис. 3.



Рис. 3. Модель шестигранной ячейки без дистанционирования

Температура рабочего тела на входе и тепловой поток с поверхности твэла задавался тем же образом, что и в первой модели. Для задания свойств натрия использовались данные справочника [4].

2. Моделирование закрутки потока от проволочной навивки

Для получения возможности расчета гидродинамики в TBC, содержащей большое количество твэлов, дистанционируемых проволочными навивками типа «ребро-по-ребру» была разработана методика учета закрутки потока без моделирования самих дистанционаторов. Для этого была проведана серия расчётов на моделях ячейки TBC с навивкой и без нее. Расчет течения натрия в ячейке без навивки осуществлялся по уравнению количества движения с дополнительным источником импульса, симулирующего закрутку потока от проволоки:

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{U})}{\partial \tau} + \nabla \partial (\rho \mathbf{U} \otimes \mathbf{U}) = \nabla \partial \tau + \rho \mathbf{g} + \mathbf{M}, \qquad (1)$$

где U – вектор скоростей; τ – тензор касательных напряжений; \mathbf{g} – вектор объемных сил; $\mathbf{M} = (M_x, M_y, M_z)$ – задаваемый источник вектора распределенного импульса.

По результатам расчетов сравнивалась интегральная величина интенсивности массообмена между ячейками. Интенсивность массообмена через границу ячейки ТВС оценивалась по следующей формуле на высоте каждой четверти периода навивки:

$$I = \frac{1}{F} \iint_{F} \left(\rho \mathbf{U} \right)_{F} \left| dF \right|, \tag{2}$$

где *F* – площадь границы ячейки ТВС на высоте каждой четверти периода навивки; $(\rho U)_F$ – проекция массовой скорости теплоносителя, перпендикулярная данной границе.

По результатам расчетов был выбран следующий вид функции источника импульса для потока в ячейке без навивки:

$$M_{x} = \frac{A}{\rho} \frac{y - y_{i}}{\sqrt{(x - x_{i})^{2} + (y - y_{i})^{2}}} \sin\left(2\pi \frac{z_{i}}{0,09}\right);$$

$$M_{y} = \frac{A}{\rho} \frac{x_{i} - x}{\sqrt{(x - x_{i})^{2} + (y - y_{i})^{2}}} \sin\left(2\pi \frac{z_{i}}{0,09}\right);$$

$$M_{z} = 0.$$
(3)

где M_x – проекция источника импульса на ось OX; M_y – проекция источника импульса на ось OY; M_z – проекция источника импульса на ось OZ; x – координата по оси OX; y – координата по оси OY; x_i , y_i , z_i – координаты центра твэла; ρ – плотность теплоносителя в точке с координата тами (x, y); A – константа.

После получения соответствия межячейкового массообмена для ячейки с проволочной навивкой и ячейки без навивок коэффициент *А* имел значение 778000.

3. Результаты расчета гидродинамики и теплообмена в моделях ячеек ТВС

В результате расчетов гидродинамики потока натрия в ячейке без закрутки и в ячейке с двухзаходной проволочной навивкой было установлено, что при одной и той же величине задаваемого входного расхода натрия, наличие навивки увеличивает потери на трение в ячейке примерно в 2 раза (коэффициент трения возрастает с $\xi = 0,021$ в ячейке без закрутки до $\xi = 0,041$ в ячейке с проволокой). Коэффициент трения в ячейке, определялся на основе расчетных данных по среднему градиенту давления $\left|\frac{\partial P}{\partial z}\right|$, осредненному по сечению динамическому

напору теплоносителя ρU_z^2 и по гидравлическому диаметру d_{Γ} :

$$\xi = \frac{\left|\frac{\partial P}{\partial z}\right| 2d_{\Gamma}}{\rho U_z^2}.$$
(4)

Данный результат хорошо согласуется с формулой ФЭИ [5]:

$$\frac{\xi}{\xi_0} \approx 1 + \frac{600((s/d) - 1)}{(h/d)^2},$$
(5)

где ξ_0 – коэффициент сопротивления гладкого пучка, *h* – период навивки.

Расчеты в ячейке без проволочной навивки, но с заданием дополнительного закручивающего источника показали, что сам эффект закрутки повышает потери на трение в ячейке на 30 %. Остальные 70 % вклада в увеличение трения в ячейке, содержащей дистанционирующие проволочные навивки, обусловлены уменьшением проходного сечения ячейки на ~10 % и одновременным увеличением ее смоченного периметра на ~34 % за счет проволок.

Сравнение температурных полей в моделях ячеек ТВС показало достаточно похожие распределения температур натрия и оболочек твэлов. Азимутальные неравномерности температур оболочек на уровне «горячего пятна» в ячейке с дистанционирующей проволокой и в ячейке без проволоки, но с закручивающим источником, оказались достаточно близкими.

Максимальный размах азимутальных температурных неравномерностей в ячейке с проволокой составил 12,5 К, а в ячейке без проволоки, но с закруткой, 10,5 К.

4. Особенности гидродинамики и теплообмена в модифицированной ТВС быстрого реактора

Модель ТВС с большим количеством твэлов и навитыми проволочными дистанционаторами требует применения неструктурированных расчетных сеток. При этом расчетная область только для модели ½ТВС должна разбиваться, минимум, на 30 миллиардов элементов. Создание расчетной модели и производство по ней расчетов требует пентафлопсового суперкомпьютера, значительных ресурсов оперативной памяти и временных затрат. Но, даже решив такую задачу, мы получим довольно грубое разрешение полей скорости и температур в ТВС. Причиной этого является низкая подробность сеточного разбиения в сечении ТВС. При 30 млрд общего количества элементов окажется, что между двумя соседними твэлами находится, всего лишь, от 3 до 5 элементов, в то время, как для хорошего разрешения полей скорости и температуры требуется не менее 30.

Для получения возможности повышения подробности разбиения TBC в плане и одновременного существенного снижения общего количества элементов было принято решение об использования модели гидродинамики потока натрия в TBC без дистанционирующих проволок на твэлах, но с добавлением источника, симулирующего закрутку от проволок в форме (3). Это упрощение позволяет применять структурированные расчетные сетки с достаточно подробным разбиением в сечении TBC (см. рис. 4 и 5), что дает возможность получения хорошего разрешения полей скорости и температур в пристенной области теплоносителя около поверхности твэлов. Допустимость такого моделирования продемонстрировало сравнение результатов расчетов гидродинамики и теплообмена в моделях ячеек ТВС, в которых было получено хорошее согласие по результатам межъячейкового массообмена и распределениям температур (см. п. 3).

Конструкция моделируемой ТВС представлена на рис. 4, а ее конструктивные характеристики в табл. 1. В каждой ТВС такого типа содержится 331 твэл с металлическим топливом. ТВС имеет «глухой» чехол. Граница межкассетного зазора показана на рис. 4 пунктирной линией. Встречные дистанционирующие проволочные навивки типа «ребро по ребру» показаны круговыми стрелками.



Рис. 4. Схема ТВС активной зоны без каналов СУЗ

Таблица 1

Основные конструктивные характеристики ТВС активной зоны

Характеристика	Величина
Высота активной зоны, м	0,8
Толщина торцевых экранов верхнего/нижнего, м	0,25/0,25
Высота газовой полости твэл, м	0,7
Шаг расположения ТВС, мм	155,0
Размер ТВС «под ключ» наружный, мм	153,0
Размер ТВС «под ключ» внутренний, мм	149,0
Толщина чехла, мм	2
Степень перфорации (прозрачность) чехла, %	0
Число твэлов в ТВС, шт.	331
Шаг решетки твэлов в ТВС, мм	8,15
Внешний диаметр твэла, мм	6,1
Дистанционирование проволокой «ребро по ребру», мм	1,025
Материал оболочки твэла	Сталь типа ЭП-450 ОДУ
Толщина оболочки твэла, мм	0,4
Число нетопливных каналов в ТВС (для СУЗ), шт.	0

Расчетная сетка модель половины ТВС показана на рис. 5. Она включает проточную часть ТВС, оболочки твэлов, чехол и межкассетный зазор.

СЕКЦИЯ 2. Исследование процессов гидродинамики и теплообмена в элементах оборудования установок с ЖМТ



Рис. 5. Расчетная сетка модели ТВС

Скорость теплоносителя на входе была задана 3,7 м/с, расход через межкассетный зазор задавался величиной 10 % от расхода через ТВС, температура теплоносителя на входе в ТВС равна 350 °C. Тепловыделение по высоте задавалось следующим распределением теплового потока на внутренней поверхности оболочек:

$$q(z) = q_{l\max} \cdot K_z \cdot K_r \cdot \sin\left(\varphi + \frac{\pi z}{H + \delta}\right), \tag{6}$$

где $q_{l \max} = 2,582 \cdot 10^5$ Вт/м²; $K_z = 1,3$; $K_r = 1,2$; $\varphi = 0,349$; H = 0,8 м; $\delta = 0,224$.

Расчеты моделей ТВС с учетом и без учета закрутки теплоносителя вокруг твэлов показали, что конструкция ТВС, представленная на рис. 4, характеризуется довольно ровным полем подогревов теплоносителя.

Так, в варианте без учета закрутки теплоносителя средний подогрев теплоносителя в TBC составил 236 К, максимальный 244 К, а минимальный 210 К. Максимальная разница подогревов в TBC не превышает 14 % от среднего подогрева в TBC. Максимальные подогревы реализуются в угловых ячейках TBC, минимальные – на периферии TBC между твэлами и чехлом (см. рис. 6 a).

В варианте с учетом закрутки теплоносителя максимальный подогрев снизился на 4 К, а минимальный повысился на 14 К (см. рис. 6 б). Максимальная разница подогревов при этом в ТВС снизилась до 6,7 % подогрева в ТВС.

Результаты расчетов показали, что максимальная температура наружной стороны оболочек твэлов в исследуемой конструкции ТВС не превышает 586 °C, а температура внутренней поверхности твэлов при этом не выше 600 °C. Средняя температура внутренней поверхности чехла ТВС составляет ~556 °C.

На рис. 7 *а-в* приведены разверки температур по азимуту центрального, периферийного и углового твэлов в модели ТВС без учета закрутки теплоносителя. Приведенные на рис. 7 данные, относятся к сечению на высоте активной зоны, где достигаются максимальные неравномерности температур. На рис. 7 видно, что максимальная азимутальная неравномерность температур для центрального твэла не превышает 2 К, для периферийного твэла 12 К, для углового 25 К.

Азимутальные неравномерности температур оболочек центрального, периферийного и углового твэлов в модели ТВС с учетом закрутки теплоносителя приведены на рис. 8 *а-в*. На рис. 8 видно, что максимальная азимутальная неравномерность температур для центрального твэла не превышает 1,5 К, азимутальная неравномерности температуры оболочки периферий-

ного твэла с учетом закрутки снизилась до 5,5 К, для углового – также до 5.5 К. Таким образом, расчеты показали, что без учета влияния формоизменения ТВС температурные поля в кассетах активной зоны достаточно ровные. Это обстоятельство способствует повышению надежности работы твэл активной зоны.



Рис. 6. Распределение температур теплоносителя в сечении ТВС на высоте «горячих пятен»: *а* – в модели ТВС без учета закрутки потока; *б* – в модели ТВС с учетом закрутки потока теплоносителя



Рис. 7. Азимутальные разверки температур оболочек твэлов на высоте 2/3 активной зоны в модели ТВС без учета закрутки потока:

а – для центрального твэла; б – для периферийного твэла рядом с чехлом ТВС; в – для углового твэла



Рис. 8. Азимутальные разверки температур оболочек твэлов на высоте 2/3 активной зоны в модели TBC с учетом закрутки потока: а – для центрального твэла; б – для периферийного твэла рядом с чехлом ТВС; в – для углового твэла

Азимутальные неравномерности температур внутренней поверхности чехла вблизи выхода из активной зоны представлены на рис. 9. На рис. 9 видно, что максимальный разброс температур внутренней поверхности чехла не превышает 10,5 К. Результаты расчетов показали также, что максимальный перепад температур на толщине чехла не превышает 10,6 К.



Рис. 9. Азимутальная разверка температур внутренней поверхности чехла

Заключение

В данной работе проводился анализ особенностей гидродинамики и теплообмена в TBC быстрого натриевого реактора с высоким темпом наработки вторичного ядерного топлива.

Были проведены расчеты элементарных ячеек с проволочной навивкой и без нее, а также расчеты исследуемой ТВС такого реактора.

В результате расчетов гидродинамики теплоносителя в ячейке без закрутки и в ячейке с двухзаходной проволочной навивкой было установлено, что наличие навивки увеличивает потери на трение в ячейке примерно в 2 раза. Результаты CFD-расчета гидродинамики ячейке с проволочным дистанционатором показали хорошее согласие по величине коэффициента трения с формулой ФЭИ [4] для пучка стержней с навивкой типа «ребро-по-ребру».

Сравнение результатов расчетов гидродинамики и теплообмена в моделях ячеек ТВС с проволочной навивкой и без навивки, но с дополнительным источником импульса, закручивающим поток, показали хорошее согласие по величинам межъячейкового массообмена и распределениям температур потока натрия и поверхностей твэлов.

Расчеты моделей ТВС с учетом и без учета закрутки теплоносителя вокруг твэлов показали, что конструкция ТВС с уменьшенным диаметром твэлов (6,1 мм) и более широкой твэльной решеткой (s/d = 1,336) характеризуется довольно ровным полем подогревов теплоносителя. Учет закрутки потока в ТВС показал, что она выравнивает подогревы в ТВС, и максимальная разница подогревов в ТВС снижается с 34 К до 14 К, максимальные азимутальные неравномерности температур оболочек снижаются с 2 К до 5,5 К.

При температуре натрия на входе в TBC 350 °С максимальная температура наружной стороны оболочек твэлов в исследуемой конструкции TBC не превышает 586 °C. Средняя температура внутренней поверхности чехла TBC составляет ~ 556 °C.

Азимутальные неравномерности температур внутренней поверхности чехла не превышает 10,5 К, а максимальный перепад температур на толщине чехла 10,6 К.

Полученные результаты по уровню максимальных температур и температурных неравномерностей в конструкционных материалах изучаемой конструкции ТВС говорят о том, что, в первом приближении, можно говорить о достаточно хорошей теплотехнической надежности такой ТВС, несмотря на высокий уровень подогрева в ней (236 К).

Список литературы

- 1. Бландинский В.Ю. Влияние состава загружаемого плутония на изменение реактивности и изотопный состав нарабатываемого топлива в реакторе на быстрых нейтронах // ВАНТ, серия «Физика ядерных реакторов». 2012. Т. 4. С. 62–68.
- 2. ANSYS CFX. URL: http://www.cae-expert.ru/product/ansys-cfx (дата обращения 21.01.2014)
- Menter F.R. Zonal Two Equation k-ω Turbulence Models for Aerodynamic Flows // AIAA Paper 93-2906. – 1993.
- Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетом (Ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). – М: Энергоатомиздат, 1990. – 360 с.
- Субботин В.И., Габрианович Б.Н., Шеина А.В. Гидродинамическое сопротивление при продольном обтекании пучков гладких и оребрённых стержней // Атомная энергия. – 1972. – Т. 33. – Вып. 5. – С. 889–892.

Исследование теплообмена при подъемном течении жидкого металла в компланарном магнитном поле

Костычев П. В., Разуванов Н. Г., Свиридов В. Г. НИУ «МЭИ», Москва, Kostychev@yandex.ru

Аннотация

Выполнены исследования гидродинамики и теплообмена при подъемномтечении жидкого металла (ЖМ) в вертикальном канале прямоугольного поперечного сечения с соотношением сторон ~3/1 в компланарном магнитном поле (МП) при условии одностороннего обогрева. Задача моделирует течение ЖМ в теплообменном канале системы охлаждения жидкометаллического модуля бланкета термоядерного реактора (ТЯР) типа ТОКАМАК. Эксперименты проведены на базе ртутного магнитогидродинамического (МГД) стенда.

Использовались зондовые методы измерений локальных характеристик теплообмена в канале. Применялись два типа термопарных зондов: шарнирный зонд рычажного типа для детальных измерений полей скорости и температуры в поперечном сечении, и продольный зонд для измерений по длине зоны обогрева канала. Для измерения локальной скорости применялся корреляционный метод.

В работе представлены профили осредненной скорости и температуры, распределение безразмерной температуры стенки по периметру канала, характеристики температурных пульсаций потока. Получены распределения осредненной и пульсационной температур стенки по длине каналаи построеныкритериальные зависимости характеристик теплоотдачи.

В ряде режимов течения обнаружены эффекты, связанные с ростом интенсивности пульсаций температуры в компланарном магнитном поле. По мнению авторов, под влиянием термогравитационной конвекции (ТГК) происходит формирование и отрыв возле обогреваемой стенки крупномасштабных вихревых структур, оси вращения которых параллельны вектору индукции МП. Эти вихревые образования вызывают пульсации температуры, в ряде режимов превышающей уровень пульсаций турбулентных. Полученные данные по теплообмену необходимо учитывать при проектировании МГД каналов охлаждения ТЯР.

Ключевые слова: магнитная гидродинамика, термогравитационная конвекция, теплообмен, измерение скорости и температуры.

Введение

Жидкие металлы (ЖМ) рассматриваются как перспективные теплоносители в ТЯР типа ТОКАМАК [1] для охлаждения бланкета и дивертора благодаря своим хорошим теплофизическим свойствам: высокой температуре кипения при атмосферном давлении и низкому давлению паров, что выгодно отличает их от традиционных теплоносителей. В проектах гибридных реакторов — термоядерных источников нейтронов (ТИН) — ЖМ предпочтительны, так как они практически не замедляют нейтроны. Для строящегося международного ТЯР ИТЭР разрабатываются ЖМ-модули бланкета, предназначенные, главным образом, для наработки трития. Основная проблема использования ЖМ в ТЯР — большие потери давления при течении в МП ТОКАМАКа. Концепция индийско-российского испытательного модуля бланкета (ИМБ) с двойной системой охлаждения, где теплоносителем является гелий, а литий-свинцовая эвтектика Pb-Li (ЛСЭ) охлаждает зону воспроизводства трития, позволяет минимизировать эти потери. В вертикальных теплообменных каналах прямоугольного сечения, расположенных в компланарном МП, будет реализовано подъемное и опускное течение ЖМ. Теплообмен при течении ЖМ в каналах ТЯР благодаря наличию МП будет сильно отличаться от закономерностей при течении теплоносителей в аппаратах традиционной энергетики, а это требует экспериментальных исслелований.

Уже многие годы проводятся комплексные исследования гидродинамики и теплообмена при течении ртути в трубах и каналах на уникальном ртутном МГД-стенде МЭИ – ОИВТ РАН (УСУ «Ртутный МГД-стенд») [2–5]. Последние опытные данные были получены в экспериментах в вертикальном канале прямоугольного поперечного сечения с соотношением сторон ~3/1 в компланарном МП при опускном течении ртути [5]. Исследования локальных полей температуры и скорости проводились зондовыми методами с использованием микротермопарных дат-

чиков. Неизотермичность потока ЖМ приводила к значительному влиянию термогравитационной конвекции, вызванной силами плавучести. МП изменяет структуру течения, подавляет турбулентный перенос, что снижает теплообмен. При этом в МП формируются крупномасштабные вторичные вихревые течения ТГК, с осями, параллельными вектору магнитной индукции. Этот эффект приводит к генерации низкочастотных пульсаций температуры аномально высокой интенсивности. Такие пульсации опасны для стенки теплообменника, так как легко проникают в нее и могут вызвать ее преждевременное усталостное разрушение засчет переменных термических напряжений [7].

Интересно, что будет наблюдаться в случае подъемного течения в МП, где влияние ТГК способствует устойчивости потока.

1. Описание экспериментального стенда

Экспериментальный стенд, на котором проводятся экспериментальные исследования, представляет собой замкнутый ртутный контур. Вид стенда показан на рис. 1.



Рис. 1. Вид ртутного стенда

Исследуемая схема течения ЖМ показана на рис. 2. Рассматривается подъемное течение ртути в прямом вертикальном канале прямоугольного поперечного сечения с соотношением сторон примерно (сечение $a \times b = 56 \times 17$ мм) и толщиной стенки 2,5 мм. Материал стенки канала – нержавеющая сталь 12X18H10T. Режим обогрева однородный односторонний: обогревается одна из широких сторон канала, параллельных вектору МП. Плотность теплового потока на обогреваемой стенке регулируется и может достигать $q_{\rm C} = 35$ кВт/м². Рабочий участок расположен между полюсами электромагнита. Участок однородного обогрева совпадает с участком однородного магнитного поля.



Рис. 2. Исследуемая схема течения в полях массовых сил (*a*) и вариант одностороннего обогрева в сечении канала (*б*)

Измерения полей температуры и скорости в поперечном сечении канала на расстоянии 21*d* от входа в зону обогрева выполнялись с помощью шарнирного зонда рычажного типа. Подобный зонд применялся в ранних исследованиях, в частности при опускном течении ртути в канале в аналогичных условиях течения [5].

Для проведения измерений профилей температуры по длине канала использовался специально сконструированный нами зонд типа «гребенка». На рис. 3 показаны два вида этого зонда: вид сбоку и вид с торца канала. На конце зонда установлены десять медь-константа новых термопар, расположенных в плоскости, параллельной узким стенкам канала (плоскость *Y-Z*). Две крайние термопары касаются стенок канала. Центрирующие элементы из текстолита (*1*) и диагональные скобы (*2*) из нержавеющей стали обеспечивают сохранение координат термопар с точностью $\pm 0,1$ мм в поперечном сечении канала. Перемещение и герметичность зонда обеспечивается сальниковым уплотнением в торцевом фланце рабочего участка.



Рис. 3. Зонд-гребенка для канала прямоугольного сечения: *а* – вид сбоку; *б* – вид с торца рабочего участка

Безразмерные коэффициенты теплоотдачи (числа Нуссельта) определялись следующим соотношением:

$$Nu = \frac{q_C d}{\left(T_C - \overline{T}\right)\lambda}.$$
(1)

Говоря о локальной теплоотдаче, мы используем обратную числу Нуссельта величину – безразмерную температуру стенки Θ_{C} :

$$\Theta_{\rm C} = \frac{\left(T_{\rm C} - \overline{T}\right)\lambda}{q_{\rm C} d}, \qquad (2)$$

где $q_{\rm C}$ – плотность теплового потока на обогреваемой стенке; \overline{T} – среднемассовая температура жидкости в данном сечении z/d; $T_{\rm C}$ – локальная температура стенки.

Более подробное описание зонда и методики измерений, а также параметров экспериментальной установки можно найти в [5] и [6].

2. Результаты измерений при подъемном течении и одностороннем обогреве

В неизотермическом потоке на турбулентное течение накладывается ТГК, влияние которой определяется соотношением Gr/Re². Силы плавучести наиболее велики вблизи обогреваемых стенок канала, направлены вверх и при подъемном течении ускоряют поток в этой области. При этом силы плавучести способствуют устойчивости потока.

Профили скорости V при подъемном течении, отнесенные к средней скорости потока V, в двух плоскостях симметрии по оси X = x/b (Y = 0,5) и Y = y/b (X = 1,5), измеренные на расстоянии Z = 21d от входа в рабочий участок, показаны на рис. 4. Ось с координатой X направлена вдоль длинной стороны поперечного сечения канала и параллельна индукции МП. Хорошо видно, что профили по оси X заполненные – почти стержневые, как в отсутствие МП, так и в компланарном МП, а профили по оси Y – несимметричные с максимумом вблизи обогреваемой стенки (Y=1). Это результат влияния ТГК: сила плавучести, как уже отмечалось, направлена вверх, как и вынужденное течение, и ускоряет поток вблизи нагретой стороны канала. В МП характер зависимости существенно не меняется вдоль оси Y, а вдоль оси X можно заметить уплощение профиля скорости с ростом МП вследствие эффекта Гартмана.



Рис. 4. Профили безразмерной продольной компоненты скорости потока по оси *X* (*Y* = 0,5) (*a*) и по оси *Y* (*X* = 1,5) (*б*) в сечении канала *Z* = 21*d* при подъемном течении, Re = 30000: 1 – Ha = 0; 2 – Ha = 120; 3 – Ha = 300; 4 – Ha = 500; 5 – Ha = 800

Измерения полей температуры показали, что изотермы располагаются почти параллельно длинным сторонам поперечного сечения канала. Профили осредненной температуры при подъемном течении без МП и в компланарном МП в двух перпендикулярных осевых плоскостях X = 1,5 и Y = 0,5 показаны на рис. 5. Температура по оси X практически не меняется, а температура вдоль оси Y (вдоль короткой стороны канала) монотонно растет от необогреваемой к обогреваемой стенке. В МП профили расслаиваются по числам Гартмана так, что температура близи обогреваемой стенки несколько возрастает, а на необогреваемой – снижается. Такое поведение, видимо, связано с изменением профиля скорости и снижением турбулентности в компланарном МП.



Рис. 5. Профили безразмерной температуры по оси *X* (*Y* = 0,5) (*a*) и по оси *Y* (*X* = 1,5) (*б*) в сечении канала *Z* = 21*d* при подъемном течении, Re = 30000: 1 – Ha = 0; 2 – Ha = 300; 3 – Ha = 500; 4 – Ha = 800

На рис. 6 показано распределение безразмерной температуры стенки $\Theta_{\rm C}$ по развертке периметра сечения канала. Для сравнения пунктирами на графиках также показаны значения обратные числу Нуссельта (1/Nu): для развитого турбулентного течения, рассчитанные по формуле Лайона для щелевого канала Nu_T = 5,4 + 0,018Pe^{0,8}, и для стабилизированного ламинарного течения Nu_T = 5,38 в случае одностороннего обогрева [8]. Показательно, что в отсутствие МП

опытные точки совпадают с зависимостью. Безразмерная температура $\Theta_{\rm C}$ на обогреваемой стороне канала в компланарном МП немного возрастает, так что значения $\Theta_{\rm C}$ оказываются гораздо ближе к зависимости, чем к Nu_л. Расслоение температуры также невелико на необогреваемой стороне канала, где температура в МП монотонно снижается с ростом числа Гартмана, то есть разность температур в сечении потока несколько увеличивается с ростом числа, вследствие совместного воздействия МП и ТГК на течение, о чем речь пойдет ниже. В целом же, при подъемном течении, температуры на обогреваемой и на необогреваемой стенках канала по оси X достаточно однородны.



Рассмотрим теперь данные измерений характеристик температурных пульсаций. Распределения безразмерной интенсивности температурных пульсаций $\sigma/(q_C \cdot d/\lambda)$ (σ – среднеквадратичное значение пульсаций температуры) при подъемном течении в отсутствие и при наличии МП показаны на рис. 7. Круглыми символами показаны точки для режима без магнитного поля. По оси *X* профили интенсивности температурных пульсаций достаточно однородны и несколько снижаются возле стенок. По оси *Y* интенсивность пульсаций растет от необогреваемой к обогреваемой стенке, проходя через максимум, соответствующий координате $Y \sim 0.8$. В МП при На = 300–800 интенсивность пульсаций несколько снижается – примерно в 1,5 раза, а максимум по мере роста числа смещается к центру канала.



Рис. 7. Профили безразмерной интенсивности температурных пульсаций по оси *X* (*Y* = 0,5) (*a*) и по оси *Y* (*X* = 1,5) (*б*) в сечении канала *Z* = 21*d* при подъемном течении, Re = 30000: 1 – Ha = 0; 2 – Ha = 120; 3 – Ha = 300; 4 – Ha = 500; 5 – Ha = 800

Характерные осциллограммы пульсаций температуры при подъемном течении показаны ниже на рис. 8. На рисунке при разных числах Гартмана показаны осциллограммы пульсаций в районе максимума интенсивности пульсаций. При На = 0 мы имеем характерный турбулентный вид сигнала. С ростом числа Гартмана до 300 характер сигнала почти не меняется и остается турбулентным. Однако при дальнейшем росте МП вид осциллограмм меняется: на фоне сниженного высокочастотного фона появляются интенсивные низкочастотные всплески. Частота этих всплесков с ростом числа уменьшается.



Рис. 8. Осциллограммы температурных пульсаций в районе максимума интенсивности пульсаций (Y = 0,8) при подъемном течении, Re = 30000: a - Ha = 0; б - Ha = 300; e - Ha = 500; e - Ha = 800

Ниже показаны результаты, полученные с использованием зонда-гребёнки. Наибольший интерес представляют распределения безразмерной температуры стенки по длине канала, полученные для двух образующих на обогреваемой и необогреваемой сторонах канала (рис. 9). Распределения температуры получены для разных чисел Гартмана. Температура обогреваемой (необогреваемой) стенки, начиная от входа, монотонно растет (падает) до некоторого значения безразмерной продольной координаты, примерно z/d = 15, и выходит на постоянный уровень. Характер изменения температуры вдоль оси Z позволяет судить о длине начального термического участка. В данном режиме она составляет примерно 15 калибров.

Значения чисел Нуссельта на обогреваемой стенке по мере удаления от входа в рабочий участок достаточно хорошо ложатся на расчетную зависимость, полученную для турбулентного режима течения в плоском щелевом канале Nu_T (рис. 9). Односторонний обогрев канала приводит к дополнительным термическим напряжениям в теплообменных каналах ТЯР. Как видим из рис. 9, эта неоднородность велика по всей длине канала и несколько увеличивается в магнитном поле.

Данные по пульсациям температуры, измеренные по длине канала с использованием продольного микротермопарного зонда, приведены ниже на рис. 10. Здесь показаны значения безразмерной интенсивности пульсации температуры $\sigma/(q_C \cdot d/\lambda)$ на обогреваемой стенке (*a*) и в центре потока (*б*). Без МП интенсивность пульсаций монотонно возрастает по длине канала, выходя на стабилизированное постоянное значение при $z/d \sim 15$. В МП пульсации температуры ведут себя не так однозначно. Сначала интенсивность пульсаций растет, затем при $z/d \sim 5$, где поток ЖМ входит в область однородного магнитного поля, она начинает снижаться. Потом, с некоторого значения *Z* в середине участка обогрева, снова начинает расти. Особенно это заметно в случае На = 800, где интенсивность пульсаций существенно превысила турбулентный уровень без МП.

Такое поведение пульсаций температуры объясняется формированием по длине канала вторичных течений в форме крупномасштабных вихревых структур вследствие совместного влияния ТГК и МП. Рассмотрим этот процесс подробнее.



Рис. 9. Распределение осредненной температуры по длине канала на образующей обогреваемой (закрашенные маркеры) и необогреваемой (не закрашенные маркеры) стенке при разных числах Гартмана: 1 – На = 0; 2 – На = 300; 3 – На = 500; 4 – На = 800

В соответствии с оценкой критического числа Рейнольдса в канале с соотношением сторон 3/1 значение Re_{кр} изотермического потока в компланарном МП должно быть порядка 130·Ha [9]. Например, числу Гартмана Ha = 300 должно соответствовать критическое число Рейнольдса Re_{кр} = 39000. Следовательно, в режиме с Re = 30000 при числах Гартмана Ha ≥ 300 должно быть полное подавление турбулентности и ламинарный режим течения. В нашем случае подъемного неизотермического течения в компланарном МП этого не наблюдалось. При подъемном течении, у обогреваемой стенки силы плавучести ускоряют поток. При этом увеличивается градиент скорости на стенке, уменьшается толщина вязкого подслоя по сравнению с изотермическим течением. Тем не менее, почти периодически происходит потеря устойчивости, отрыв вязкого подслоя и выброс молей жидкости в поток, которые в магнитном поле приобретают вид квазидвумерных вихревых структур с осями, параллельными МП. Такие вторичные вихри, часто называемые «двумерной» или «квазидвумерной» турбулентностью, строго говоря, турбулентностью не являются, поскольку носят почти периодический характер.

Следует отметить, что поскольку пульсации температуры имеют низкую частоту, то они легко проникают в стенку канала и могут привести к дополнительным усталостным напряжениям, вызывающим разрушение материала стенки. В условиях реактора ТОКАМАКа, где тепловые потоки на порядок больше реализуемых в наших опытах, размах этих низкочастотных пульсаций может достигать, по оценкам, 100–150 градусов, что недопустимо при эксплуатации теплообменных систем.



Рис. 10. Распределение безразмерной интенсивности пульсаций температуры по длине канала на образующих обогреваемой стенки (*a*) и в центре потока (*б*) при Re = 30000 для разных чисел Гартмана: 1 – Ha = 0; 2 – Ha = 300; 3 – Ha = 500; 4 – Ha = 800

Аналогичные закономерности течения и теплоотдачи проявляются и в других режимах течения в исследованном диапазоне критериев.

Рассмотрим, как ведут себя коэффициенты теплоотдачи (числа Нуссельта) на участке стабилизированного теплообмена в сечении потока с координатой по длине z/d = 21. На рис. 11 а представлены зависимости числа относительного числа Нуссельта Nu/Nu_T от параметра Ra/Re^2 (Ra = Gr·Pr), для обогреваемой стенки, где Nu_T рассчитан для одностороннего обогрева щелевого канала по формуле: $Nu_T = 5.4 + 0.018 Pe^{0.8}$. В отсутствие МП (круглые символы) при сравнительно больших числах Рейнольдса (Re = 40000–50000) значения относительного числа Нуссельта оказываются около единицы. С уменьшением числа Рейнольдса (с увеличением параметра Ra/Re²) коэффициенты теплоотдачи возрастают в логарифмических координатах почти линейно. Это говорит о том, что силы плавучести, ускоряя поток вблизи обогреваемой стенки, улучшают теплоотдачу. Похожие закономерности влияния свободной и вынужденной конвекции на теплообмен хорошо известны для течения неметаллических жидкостей в трубах – например [10]. В нашем случае для жидких металлов прослеживается та же закономерность теплообмена при подъемном течении, что и для неметаллических жидкостей. Хотя в исследованиях Петухова Б.С. и Стригина Б.К. наблюдается минимум на графике зависимости Nu/Nu_T от Ra/Re², где Nu/Nu_T < 1, мы для течения ЖМ в канале похожего минимума не обнаруживаем. Возможно, это связано с отличительными особенностями среды ЖМ от неметаллических жидкостей и газов или с геометрией канала.

На рис. 11 *а* показаны результаты также и в МП для разных чисел Гартмана. Характер зависимости чисел Нуссельта от комплекса Ra/Re^2 в МП в общем такой же, как и в случае без МП, но опытные точки располагаются несколько ниже значений при Ha = 0. Хотя МП и подавляет турбулентность, как уже отмечалось, силы плавучести ускоряют поток близи стенки, что приводит к неустойчивости течения (генерации турбулентности) и, соответственно, к росту теплоотдачи, так что она оказывается в ряде режимов выше не только ламинарных, но и турбулентных значений без МП.

На рис. 11 б показаны значения безразмерной температуры $\Theta_{\rm C}$ на обогреваемой (закрашенные символы) и необогреваемой стенке (не закрашенные символы) от числа Пекле. Для сравнения на графике сплошными линиями показаны характерные зависимости температуры обогреваемой стенки от числа для ламинарного и турбулентного режимов течения в щелевом канале с односторонним обогревом. Этот график показывает, насколько неоднородно в поперечном сечении нагрет канал. В МП эта неоднородность еще увеличивается. Неоднородность обогрева, как уже отмечалось выше, имеет значение для разработчиков систем охлаждения ТЯР и требует обязательного учета, поскольку приведет к дополнительным термическим напряжениям в стенках каналов.



Рис. 11. Зависимость числа Нуссельта Nu и безразмерной температуры стенки Θ_C, для обогреваемой (*a*) и необогреваемой (*б*) стенок от числа Пекле при разных числах Гартмана: 1 – Ha = 0; 2 – Ha = 300; 3 – Ha = 500; 4 – Ha = 800

Заключение

Проведены экспериментальные исследования теплообмена подъемного течения ЖМ (ртути) в канале прямоугольного сечения с соотношением сторон ~3/1 в компланарном МП при однородном одностороннем обогреве широкой сторон канала. Трехмерные локальные измерения в потоке выполнены с использованием микротермопарных зондов разного типа.

В результате подробных измерений пульсационных и осредненных характеристик теплоотдачи в фиксированном сечении канала, а также и по его длине, были получены профили осредненной скорости потока и поля и профили осредненной и пульсационной температуры; распределения характеристик теплоотдачи.

В исследуемой конфигурации подъемного течения обнаруживается сильное влияние ТГК на осредненные и пульсационные характеристики теплообмена.

При одностороннем обогреве наблюдается сильная неоднородность в распределении температуры стенки, что в условиях модуля бланкета ТЯР приведет к появлению значительных термических напряжений в стенке канала и что необходимо учитывать при проектировании каналов охлаждения ТЯР.

В некоторых режимах наблюдалось появление и рост пульсаций температуры в магнитном поле с интенсивностью, превышающей турбулентный уровень. Эти пульсации связаны с появлением и развитием в потоке крупномасштабных вихревых структур, вызванных ТГК, которые улучшают теплообмен, перемешивая жидкость.

Построены критериальные зависимости характеристик теплоотдачи в координатах Nu/Nu_T (Ra/Re²) и проведено их сопоставление с аналогичными зависимостями, построенными для неметаллических теплоносителей.

Список литературы

- ITER Organisation. Annual report 2013. Available at: <u>http://www.iter.org/doc/www/content/com/Lists/list_items/Attachment/553/2013_iter_annual_rep_ort.pdf</u>.
- 2. Генин Л.Г., Свиридов В.Г. Гидродинамика и теплообмен МГД-течений в каналах. М.: Издательство МЭИ, 2001 200 с.
- Поддубный И.И., Пятницкая Н.Ю., Разуванов Н.Г., Свиридов В.Г., Свиридов Е.В., Лешуков А.Ю., Алесковский К.В., Обухов Д.М. Опасные режимы теплообмена при течении жидкого металла в вертикальных трубах и каналах в условиях термоядерного реактора // ВАНТ. Серия: Термоядерный синтез. – 2015. – Т. 38. – Вып. 3. – С. 5–15.
- Smolentsev S., Moreau R., Abdou M. Characterization of key magnetohydrodynamix phenomena in PbLi flow for the US DCLL blanket //Fusion Enqineering Design. – 2008. –V. 83. – P. 771– 783.

- 5. Поддубный И.И., Разуванов Н.Г. Исследование гидродинамики и теплообмена при опускном течении жидкого металла в канале прямоугольного сечения в компланарном магнитном поле // Теплоэнергетика. 2016. №2. С. 13–21.
- 6. Костычев П.В., Поддубный И.И., Пятницкая Н.Ю., Разуванов Н.Г., Свиридов Е.В. Особенности теплообмена при течении жидкого металла в вертикальном канале в компланарном магнитном поле // ВАНТ. Серия: Термоядерный синтез. 2017. Т. 40. Вып. 3. С. 68–77.
- Генин Л.Г., Листратов Я.И., Свиридов В.Г., Свиридов Е.В., Беляев И.А., Мельников И.А., Ивочкин Ю.П., Разуванов Н.Г. Особенности теплообмена жидкого металла в реакторетокамаке // Сборник докладов Научно-технической конференции «Теплофизика-2012». – Обнинск: ФГУП «ГНЦ РФ – ФЭИ». – 2012. – Т. 1. – С. 110–123.
- 8. Генин Л.Г., Краснощекова Т.Е. Гидродинамика и теплообмен при течении электропроводной жидкости в плоском канале в продольном магнитном поле // Вестник МЭИ. – 1998. – №3. – С. 59–62.
- 9. Брановер Г.Г., Циннобер А.Б. Магнитная гидродинамика несжимаемых сред М.: Наука, 1970. 379 с.
- Петухов Б.С., Стригин Б.К. Экспериментальное исследование теплообмена при вязкостноинерционно-гравитационном течении жидкости в вертикальных трубах // ТВТ. – 1968. – Т. 6. – Вып. 5. – С. 933–937.

О влиянии направления течения жидкометаллического теплоносителя на теплогидравлические характеристики в витом парогенерирующем канале

Грабежная В. А., Михеев А. С.

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

Аннотация

Изучение теплообмена в спирально навитых трубах представляет большой интерес в виду широкого использования подобных каналов в инженерной практике, в частности, в атомной энергетике в виде парогенераторов на исследовательских реакторах и АЭС. В проектируемой реакторной установке БРЕСТ-ОД-300 в качестве парогенератора рассматривается витой парогенератор бухтовой компоновки.

В 2011–2013 гг. в ГНЦ РФ – ФЭИ на стенде СПРУТ были проведены теплогидравлические испытания модели витого парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300 (вариант 2000 г.) с продольным обтеканием свинцом пучка теплообменных труб. Программа испытаний модели парогенератора была направлена на изучение теплообмена и теплогидравлической устойчивости парогенерирующих труб. Во всем диапазоне изменения режимных параметров не выявлено пульсационных режимов с опрокидыванием циркуляции во втором контуре.

Несмотря на то, что результаты проведенных испытаний модели парогенератора дали обширную информацию о характере теплообмена в различных зонах парогенерирующего канала, однако недостаточное количество теплопередающих труб в модуле (всего три) не позволяет сделать вывод о гарантии полной гидродинамической устойчивости ПГ РУ БРЕСТ во всем возможном диапазоне эксплуатационных параметров. С другой стороны, в реальной конструкции движение греющего теплоносителя опускное с обтеканием пучка труб, близким к поперечному обтеканию. Поэтому недостаточная аргументированность переноса результатов, полученных на трехтрубной модели, на натурный парогенератор послужили основанием для проведения испытаний на многотрубной, полновысотной фрагментной модели уменьшенного диаметра одного ряда трубного пучка модуля штатного парогенератора.

При проведении испытаний отсутствовали какие-либо шумы, свойственные неустойчивым режимам работы контура. Не обнаружено пульсаций температуры воды и пара, соответственно на входе в коллекторы и выходе из коллекторов. При высоких температурах свинца температура перегретого пара всегда была близка к входной температуре свинца.

Проведенные испытания показали отсутствие теплогидравлической неустойчивости, как в случае продольного, так и поперечного омывания парогенерирующей трубы жидкометаллическим теплоносителем в исследованной области параметров свинца и воды. При прочих равных параметрах температура пара на выходе парогенерирующей трубы в случае поперечного омывания выше, чем в случае продольного омывания парогенерирующих труб.

Полученные экспериментальные данные при испытании рассматриваемых моделей в первую очередь необходимы для верификации кодов, позволяющих правильно рассчитывать различные режимы работы парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300.

Ключевые слова: витой канал, пучок теплообменных труб, модель парогенератора, гидродинамическая устойчивость, продольное течение, поперечное течение, свинец, вода, пар, пульсации температуры и расхода.

Введение

В конце 90-х годов прошлого века НИКИЭТ предложил проект РУ БРЕСТ-ОД-300 со свинцовым теплоносителем в первом контуре и водой сверхкритических параметров во втором контуре. В том проекте реакторной установки (РУ) был заложен ряд новых, ранее не опробованных в практике ядерной энергетики систем, одной из которых являлся парогенератор (ПГ), обогреваемый тяжелым жидкометаллическим теплоносителем – свинцом. Технический проект ПГ РУ БРЕСТ был выполнен в ОКБ «ГИДРОПРЕСС». Парогенерирующая установка прямоточного типа без промежуточных смесительных устройств рассчитана на сверхкритические параметры по водяному контуру. Парогенератор представлял собой бухту теплообменных труб с углом наклона к горизонту в 8°. В настоящее время данная конструкция ПГ РУ БРЕСТ рас-

сматривается в качестве одного из возможных вариантов ПГ, обогреваемого свинцовым теплоносителем, но с большим углом закрутки.

Для обоснования работоспособности любого парогенератора необходимо подтвердить его проектные характеристики либо расчетным путем, если есть доказательные экспериментальные данные, подтверждающие соотношения, заложенные в расчетные коды, либо провести экспериментальные исследования на моделях штатного парогенератора, в отсутствии расчетных соотношений, что имеет место в случае ПГ РУ БРЕСТ-ОД-300. Другим аспектом, требующим экспериментального подтверждения, является гидродинамическая устойчивость парогенерирующего канала в широком диапазоне изменения режимных параметров – от пусковых режимов до штатного режима работы ПГ.

Для проведения испытаний в обоснование натурного ПГ в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» была разработана модель ПГ, но с продольным течением теплоносителей, состоящая из двух идентичных трехтрубных секций (модулей), несмотря на то, что в реальной конструкции ПГ движение греющего теплоносителя опускное. Однако, в модели организовать подобное течение затруднительно. Модель ПГ по конструктивным характеристикам (высотные отметки, движение сред: винтовое опускное – по свинцу, винтовое подъемное – по воде) максимально приближена к конструкции парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300. Модель была изготовлена на ЗИО (г. Подольск), установлена на стенде СПРУТ. В силу ряда обстоятельств в середине 2000-х годов работы по теме БРЕСТ на пятилетие были остановлены. И только с 2009 года после принятия ФЦП НТП ЯЭ начались активные работы по продвижению проекта БРЕСТ-ОД-300. Но это был уже иной вариант РУ, отличный от проекта РУ БРЕСТ-ОД-300 конца 90-х годов прошлого столетия. Поскольку изготовление новой модели заняло бы несколько лет, решено было провести испытания на уже имеющейся модели ПГ, но при режимных параметрах, соответствующих условиям эксплуатации новой РУ БРЕСТ-ОД-300.

Результаты проведенных испытаний модели парогенератора позволили получить обширную информацию о характере теплообмена в различных зонах парогенерирующего канала при различных условиях эксплуатации (номинальный и частичные режимы, пусковые режимы).

Однако недостаточное количество теплопередающих труб в модуле (всего три) не позволяет сделать вывод о гарантии полной гидродинамической устойчивости ПГ РУ БРЕСТ во всем возможном диапазоне эксплуатационных параметров. С другой стороны, в реальной конструкции движение греющего теплоносителя опускное с обтеканием пучка труб, близким к поперечному обтеканию. Геометрические характеристики витого парогенератора варианта 2000 года отличаются от таковых, закладываемых в проект парогенератора настоящей РУ (иные размеры теплопередающей трубы, другие шаги коридорного размещения этих труб, другой угол наклона труб к горизонту). Поэтому недостаточная аргументированность переноса результатов, полученных в экспериментах [1–3], на натурный парогенератор послужили основанием для необходимости проведения испытаний на многотрубной модели штатного парогенератора, разработка проекта которого была выполнена в АО «ИК «ЗИОМАР».

1. Экспериментальные модели и исследовательский стенд

1.1. Исследовательский стенд

Испытания моделей ПГ РУ БРЕСТ-ОД-300 проводились на стенде СПРУТ. Технические характеристики стенда приведены в [3], а продробное описание основных элементов контуров (насосы, подогреватели, компенсаторы объема и др.) можно найти, например, в [4].

Принципиальная схема свинцового контура исследовательского стенда представлена на рис. 1. На схеме указано расположение контурных термопар, вентилей и некоторого другого оборудования.

При запуске стенда в работу свинец плавился в сливном баке и при достижении температуры 380–420 °С передавливался в контур на заданную высоту путем подачи требуемого давления аргона над зеркалом свинца.

Для очистки свинца от кислорода в контуре имеется система технологии теплоносителя. На байпасе центробежного насоса свинцового контура установлен эжектор для подачи аргонноводородной смеси для химической очистки контура от загрязнений. Очистка свинца проводится эжектированием аргонно-водородной смеси заданного состава в свинец в процессе циркуляции его в контуре. Контроль чистоты свинца осуществляется посредством датчиков термодинамической активности кислорода (ДАК), установленных на входе и выходе модели. Измере-

ние расхода свинца осуществляется магнитными расходомерами. Жидкометаллический свинцовый контур располагает расширительным и загрузочным баками.



Рис. 1. Принципиальная схема свинцового контура стенда СПРУТ: Р1...Р5 – точки замера давления; t1...t8 – точки замера температуры; G1...G7 – точки замера расхода; АК1...АК3 – точки замера активности кислорода; У1...У3 – точки замера уровня; Б1 – бак сливной; Б2 – бак насоса; ВН1...ВН12 – вентиль; КП1 – клапан предохранительный; МПО – модель с поперечным обтеканием пучка теплообменных труб; НГ1 – петля нагревательная; НЦ1 – насос центробежный; СП1 – сепаратор; СПТ1 – система подготовки теплоносителя;

ЭЖ1 – эжектор аргоно-водородной смеси; ППВ – подогреватель питательной воды

Стенд оснащен системой КИПиА. Управление стендом осуществляется дистанционно, из пультовой, в которой размещаются пульт системы КИПиА и пульт системы дистанционного управления оборудованием (насосы, электронагреватели, компенсаторы давления, арматура и т.д.). Система КИПиА обеспечивает преобразование и передачу сигналов к различным потребителям, а также:

- сбор и вывод on-line информации на пульт управления (персональный компьютер) о параметрах стенда;

- дискретное управление и защиту.

1.2. Двухсекционная трехтрубная модель парогенератора

Модель ПГ состояла из двух идентичных трехтрубных секций (модулей). В качестве диаметра навивки трехтрубного пучка был выбран средний диаметр навивки теплопередающих трубок натурного парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300, 1600 мм (вариант 2000 г.). Модель включает в себя электрический обогрев, тепловую изоляцию и металлоконструкции, связывающие два модуля. Разработчиком модели, ее электрического обогрева, тепловой изоляции и металлоконструкций, связывающих две трехтрубные модели, является ОКБ «ГИДРОПРЕСС».

Корпус модуля парогенератора был выполнен из трубы диаметром 76×4,5 мм и рассчитан на давление до 2,5 МПа при температуре до 550 °C. Высотные отметки коллекторов (камер) соответствуют натурному парогенератору, материал теплопередающих трубок соответствует материалу натурных парогенерирующих труб, примененных в проекте РУ БРЕСТ-ОД-300 (2000 г.). Каждый модуль состоял из опускного участка, через который прокачивается до 5 % от общего расхода свинца, и подъемного витого участка, через который прокачивался основной расход свинца, рис. 2. Наружный диаметр теплопередающих труб – 17 мм, толщина стенки теплопередающей трубы – 3,0 мм. Осевой шаг расположения труб – 25 мм. По длине витой трубы было установлено 15 дистанционирующих элементов, расположенных на расстоянии 750 мм друг от друга.



Рис. 2. Модель парогенератора

Экспериментальная модель была хорошо термометрирована. В одном сечении на расстоянии 19 м от входа по свинцу по периметру корпуса модели были размещены четыре термопары для выявления возможных разверок температуры свинца. На расстоянии 13 м от входа воды в витой участок на стенках трех теплопередающих труб было установлено по одной термопаре.

На корпусе модуля парогенератора, а также по всему тракту тяжелого теплоносителя были установлены компенсационные нагреватели, которые служили для предотвращения замораживания свинца при различных переходных режимах при испытаниях модуля парогенератора, и тепловая изоляция. При выходе на заданный режим компенсационные нагреватели выключались.

Движение теплоносителей на витом участке, где проходил теплосъем, было параллельным – свинец двигался сверху вниз по кольцевому зазору, образованному корпусом модели и теплопередающей трубой, а вода – снизу вверх внутри трубы.

1.3. Фрагментарная теплогидравлическая модель парогенератора

Как уже отмечалось, в реальной конструкции движение теплоносителей косое – свинец движется в межтрубном пространстве из труб бухтовой навивки, в вода – в витых трубах.

Многотрубная (фрагментная) теплогидравлическая модель парогенератора РУ БРЕСТ-ОД-300 состоит из 18 витых парогенерирующих трубок, расположенных на одном условном диаметре (спираль с 18 заходами).

Модель парогенератора была разработана в АО ИК «ЗИОМАР». При проектировании модели закладывались следующие геометрические характеристики модели с учетом технических возможностей ее подключения к стенду СПРУТ: вид исполнения трубного пучка – однорядный; количество теплообменных труб – 18 штук.

Модель ПГ представляет собой конструкцию, включающую опускной и подъемный участки по воде/пару с опускным движением жидкого свинца. Модель состоит из корпуса, кожуха подъемного участка, кожуха опускного участка, вытеснителя, коллекторов пара и питательной воды и равных по длине витых парогенерирующих труб. Общий вид модели показан на рис. 3.



Рис. 3. Общий вид 18-трубной модели ПГ

Поверхность теплообмена фрагментной модели представляет собой однорядный пучок из 18 труб. Тепловая мощность модели ограничена располагаемой мощностью источника электроснабжения на стенде – до 1,0 МВт (эл.). В зависимости от условий испытаний модели задействовано различное количество труб: 9 – при параметрах номинального режима, 18 – в условиях параметров частичных режимов. Дистанционирование теплообменных труб на подъемном участке модели ПГ осуществляется с помощью равномерно расположенных по периметру гребенок.

Опускной участок образован кольцевым зазором между двумя цилиндрическими обечайками – кожухом опускного участка и вытеснителем. Вода в модель поступает из полуколлекторов в опускные трубы, расположенные внутри теплообменных труб. Использование опускных труб в модели способствует дополнительному дросселированию потока воды. Пространство над уровнем свинца заполняется инертным газом (аргоном) с избыточным давлением 500–1000 Па.

Модель ПГ состоит из двух независимых парогенерирующих секций по 9 теплообменных труб. Каждая секция оснащена полуколлектором питательной воды и полуколлектором пара.

Подъёмный змеевиковый участок находится в кольцевом зазоре между кожухом подъемного участка и корпусом модели, заполненным витыми подъемными трубами Получаемый пар поступает в два полуколлектора перегретого пара. Раздача труб в коллекторах выполнена в соответствии с разводкой труб по питательной воде. Свинец от раздающего коллектора модели поступает в кольцевой зазор с витыми трубами. Часть свинца в объеме ~ 5% перетекает в кольцевой зазор на опускном участке.

Движение сред: прямоточное на опускном прямом участке теплообменных труб (вода) и противоточное на подъёмном витом участке (пароводяная смесь, пар). Сбор пара осуществляется в один или два коллектора (в зависимости от режимов работы – 100 % или 50 %) и через патрубки пар отводится на конденсаторы и холодильники стенда СПРУТ.

2. О перегреве пара

Испытания моделей парогенераторов, направленные на обоснование теплогидравлики ПГ РУ БРЕСТ начались в 2011 году [5]. Первоначально испытания проводились на двухсекционной модели: вначале на одной секции, затем — в условиях совместной работы обеих секций. Диапазон изменения параметров включал в себя номинальный режим, пусковые режимы на пониженном уровне мощности, а также работу на частичных параметрах. Небольшое количество парогенерирующих каналов в секции (всего три) позволяло варьировать расходы воды в пределах от 125 до 4 % номинальной величины. Подавляющее число испытаний было проведено при номинальном расходе свинца при изменении температуры свинца на входе в модель от 545 до 385 °C.

Испытания фрагментной модели, включающей два коллектора по девять парогенерирующих труб в каждом, провести при номинальных параметрах, как по расходу свинца, так и по расходу питательной воды, было невозможно из-за ограниченных возможностей насосов. Основная цель испытаний фрагментной модели состояла в изучении гидродинамической устойчивости в условиях одновременной работы девяти либо восемнадцати парогенерирующих каналов [6].

Для сравнения были отобраны два режима, относящиеся по параметрам к пусковым режимам, в которых практически совпадали расходы питательной воды и свинца, приходящиеся на одну парогенерирующую трубу. Совсем незначительно отличались входные значения температуры свинца и питательной воды. На рис. 4 показано распределение температуры адиабатной стенки по корпусу витой модели, а на рис. 5 представлено распределение температуры по высоте фрагментной модели в режиме с 4 % расходом питательной воды.







Рис. 5. Распределение температуры по высоте фрагментной модели [6]: — вход/выход воды/пара; — вход/выход свинца; — по высоте термопары на корпусе; — по высоте, погружные термопары в свинце

Из представленных распределений видно, насколько эффективен теплообмен в случае поперечного (косого) омывания парогенерирующих каналов по сравнению с продольным омыванием. При косом омывании парогенерирующих труб температура перегретого пара ближе по значениям к температуре свинца на входе в модель, разница в температурах составляет 13 °C. В случае продольного омывания парогенерирующих труб разница этих температур составляет 55 °C. Однако следует заметить, что в случае продольного омывания при увеличении расхода питательной воды эта разница уменьшается. Так, при номинальных параметрах температура пара на выходе модели составила 507 °C, а разница температур составила 33 °C [7]. При изменении расхода воды на ± 20 % от номинального значения, как показали эксперименты, практически не сказывается на величине перегрева пара.

3. О пульсациях в контуре воды

Одним из важнейших условий надежной работы парогенератора является теплогидравлическая устойчивость во всем возможном диапазоне изменения рабочих параметров. Поэтому вопросам возможного возникновения теплогидравлической неустойчивости на рассматриваемых моделях парогенератора было уделено большое внимание.

Результаты проведенных испытаний одиночной секции в условиях частичных и переходных режимов показали, что во всем диапазоне изменения режимных параметров отсутствуют пульсационные режимы с опрокидыванием циркуляции во втором контуре. На рис. 6 представлена запись пульсаций расхода воды в одном из режимов. Наблюдаемые колебания расхода питательной воды на входе в секцию парогенератора обусловлены условиями работы модуля и свинцового стенда в целом.



Рис. 6. Запись во времени расхода воды [8]

Наиболее напряженными с точки зрения устойчивости были режимы с малыми расходами воды при высоких значениях температуры и расхода свинца в контуре (работа на частичных уровнях мощности), особенно при совместной работе двух секций, когда повысилась температура питательной воды на входе в модель с 340 °C до 350 °C. Благоприятными режимами для возникновения гидродинамической неустойчивости являлись те, в которых температура питательной воды на входе в секцию соответствовала температуре насыщения для данного давления. На рис. 7 приведена запись во времени при совместной работе двух секций расхода воды, давления воды на входе в секцию и давления пара на выходе из нее в одном из режимов, когда на вход в секцию поступала насыщенная вода.

Испытания двухсекционной модели, проведенные в диапазоне изменения расхода питательной воды от 4 % до 125 % номинальной величины показали полное отсутствие гидродинамической неустойчивости в парогенерирующих трубах. Следует подчеркнуть, что на входе парогенерирующих каналов отсутствовали дроссельные устройства, повышающие гидродинамическую устойчивость.

Испытания фрагментной модели парогенератора проводились в менее напряженных условиях, чем двухсекционной модели, из-за невозможности по техническим возможностям стенда получить номинальные параметры по расходу свинца. На входе каждой парогенерирующей трубы были установлены дроссельные устройства. Поэтому можно говорить, что условия гидродинамических испытаний фрагментной модели были существенно менее напряженными по сравнению с двухсекционной моделью парогенератора. На рис. 8–10 показано, как во времени изменяются характеристики водяного контура (расход питательной воды через модель и давление питательной воды на входе в коллекторы) при совместной работе двух коллекторов (18 парогенерирующих труб).



Рис. 7. Запись во времени расхода питательной воды, давления на входе/выходе из секции [9]







Рис. 10. Запись пульсаций давления воды в коллекторе 1

Исходя из представленных на рисунках записей пульсаций режимных параметров воды, можно отметить следующее. Несмотря на то, что входная температура воды в коллекторы отличалась от температуры насыщения при заданном давлении менее, чем на 5 °C, то есть в опускной ветви парогенерирующей трубы имело место кипение, пульсаций расхода воды на входе в коллектор, которые бы указывали на теплогидравлическую неустойчивость, не говоря об опрокидывании циркуляции, обнаружено не было. Пульсации расхода воды на входе были менее 1 %. По-видимому, пульсации расхода обусловлены работой насоса. Пульсации давления на входе коллекторов коррелировали между собой и с пульсациями расхода воды в модели. Двойная амплитуда пульсаций давления не превышала 0,045 МПа.

На основании результатов испытаний моделей парогенератора с разными способами омывания теплопередающих труб можно утверждать, что влияние направления движения теплоносителя (продольное или косое) на гидродинамическую устойчивость работы парогенерирующего канала отсутствует.

Заключение

Проведенный анализ испытаний двух моделей парогенератора, отличающихся способом омывания парогенерирующих каналов жидкометаллическим теплоносителем, показал, что при поперечном (косом) омывании теплообмен эффективнее, чем при продольном омывании. Это особенно заметно в режимах с пониженными расходами питательной воды.

Ни на одной модели парогенератора в широком диапазоне изменения режимных параметров неустойчивых режимов работы парогенерирующих труб зафиксировано не было. Поэтому не приходится говорить о влиянии способа обогрева на гидродинамическую устойчивость.

Полученные результаты необходимо использовать при верификации расчетных кодов, определяющих режимы работы парогенератора.

Список литературы

- 1. Расчетно-экспериментальное исследование работы модели парогенератора / Грабежная В.А., Михеев А.С., Штейн Ю.Ю., Семченков А.А. // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2013. № 1. С. 101–109.
- Грабежная В.А., Михеев А.С., Штейн Ю.Ю., Крюков А.Е. Результаты испытаний модели парогенератора БРЕСТ в условиях частичных и пусковых режимов // Труды научнотехнической конференции «Теплофизика реакторов на быстрый нейтронах (Теплофизика – 2013)» Обнинск, 23 октября – 1 ноября, 2013 г. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 2014. – Т. 1. – С. 287–293.
- Расчетно-экспериментальные исследования теплогидравлики модели прямоточного парогенератора свинец-висмут / А.А. Лукьянов, А.С. Михеев, В.В. Сергеев, В.А. Грабежная, Л.М. Янцева // Сб. докладов четвертой конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях (ТЖМТ-2013)». 23–27 сентября 2013 г., Обнинск. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2014. – Т. 1. – С. 129–138.
- 4. Грачев Н.С., Кириллов П.Л., Мартынов П.Н. Парогенераторы с прямым контактом между жидким металлом и водой // Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях: Тр. конф. В 2-х томах. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ. 1999. Т. 2. С. 799–806.
- Грабежная В.А., Михеев А.С., Штейн Ю.Ю. Испытания модели парогенератора БРЕСТ на стенде СПРУТ // Научн.-техн. сб. «Итоги научно-технической деятельности Института ядерных реакторов и теплофизики за 2011 год». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 2012. – С. 227–235.
- 6. Грабежная В.А., Михеев А.С. Теплогидравлические испытания многотрубной модели парогенератора в режиме частичных параметров // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерно-реакторные константы. 2017. Вып. 3. С. 177–186.
- Расчетно-экспериментальное исследование парогенератора РУ БРЕС-ОД-300/ Березин А.Н., Грабежная В.А., Михеев А.С., Орлов Ю.И., Парфенов А.С., Сергеев В.В. // Труды Третьей международной научно-технической конференции «Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики (МНТК НИКИЭТ-2014)», 7–10 октября 2014 г.– М.: ОАО «НИКИЭТ». – 2014. – Т. 1. – С. 224–236.
- Грабежная В.А., Михеев А.С., Крюков А.Е. Испытания модели парогенератора БРЕСТ при работе на частичных и пусковых режимах // Научн.-техн. сб. «Итоги научно-технической деятельности Института ядерных реакторов и теплофизики за 2012 год». – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ. – 2013. – С. 131–142.
- Некоторые результаты исследования модели витого парогенератора, обогреваемого свинцом / Грабежная В.А., Крюков А.Е., Михеев А.С., Штейн Ю.Ю. // Сб. докладов четвертой конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях (ТЖМТ-2013)». 23–27 сентября 2013 г., Обнинск. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2014. Т. 1. С. 139–152.

Расчётный анализ азимутальной неравномерности температуры оболочки твэла реакторов БН

Мумренков Е. А., Фаракшин М. Р.

АО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород, ankrukov@okbm.nnov.ru

Аннотация

Азимутальная неравномерность температуры оболочки твэл ТВС реакторов БН обусловлена неравномерностью подогрева натрия в межтвэльных ячейках и ухудшением условий охлаждения в месте касания спиральной дистанционирующей проволоки. Неравномерность температуры оболочки твэл, обусловленная неравномерностью подогрева натрия в межтвэльных ячейках незначительна и рассчитывается по аттестованной программе MIF-2. При этом локальное влияние касания спиральной дистанционирующей проволоки не учитывается. С помощью CFD кода ANSYS CFX выполнен оценочный расчетный анализ влияния дистанционирующей проволоки твэл на неравномерность температуры оболочки.

Ключевые слова: неравномерность температуры оболочки твэл, расчетный анализ, CFD расчет, ANSYS CFX, расчетная модель, метод конечных элементов, реактор БН, активная зона.

Введение

В настоящее время разработчиком проекта твэл планируются работы по совершенствованию кодов для расчета напряжённо-деформированного состояния твэл реакторов БН. В существующих твэльных кодах учёт азимутальной неравномерности температуры оболочки не предусмотрен. Эта неравномерность может иметь значение не только в части корректного определения собственно максимальной температуры, но в части корректного описания напряжённо-деформированного состояния оболочки в месте её силового взаимодействия с дистаннционирующей проволокой. Таким образом, возникла необходимость оценки указанной неравномерности для принятия решения об учете её в будущих твэльных кодах.

Азимутальная неравномерность температуры оболочки твэл ТВС реакторов БН обусловлена не только неравномерностью подогрева натрия в межтвэльных ячейках, но и ухудшением условий охлаждения в месте касания спиральной дистанционирующей проволоки.

Для расчета температуры оболочки твэл в настоящее время используется аттестованная программа MIF-2, которая не учитывает локальное влияние дистанционирующей проволоки на неравномерность температуры оболочки твэл.

Азимутальная неравномерность температуры оболочки центральных твэл (с максимальной температурой оболочки), обусловленная неравномерностью подогрева натрия между твэльными ячейками, незначительна и составляет примерно от 1 до 10 °C (в зависимости от неравномерности энерговыделения по радиусу ТВС).

Для определения азимутальной неравномерности температуры оболочки твэла, вызванной касанием спиральной дистанционирующей проволоки, проведены оценочные расчеты с помощью CFD кода ANSYS CFX, представленные в докладе.

Описание конструкции и расчетных моделей

Твэлы тепловыделяющих сборок располагаются в треугольной решетке и заключаются в шестигранный чехол. Однозаходные проволочные навивки обеспечивают взаимное дистанционирование твэлов и перемешивают натрий между твэльными каналами.

Расчетная модель представляет собой фрагмент пучка из семи твэл со спиральными дистанционирующими проволоками окруженный натрием шестигранной формы. Для имитации перемешивания натрия и минимизации влияния граничных условий модель содержит семь твэл, таким образом, вблизи центрального твэл формируется характер течения теплоносителя схожий с характером течения вблизи ценральных твэл ТВС. Анализ азимутальной неравномерности температуры оболочки выполнен для центрального твэл.

Конечно-элементная модель приведена на рис. 1.



Рис. 1. Конечно-элементная модель с семью твэл

В расчетной модели заданы следующие граничные условия:

– нижний торец области натрия – теплоноситель с фиксированной скоростью 5 м/с и температурой 400 °C;

- боковые поверхности области натрия – граничное условие симметрии;

– внутренняя поверхность оболочки твэл – тепловой поток 2,5·10⁶ Вт/м², соответствующий максимальной линейной нагрузке 48 кВт/м.

Размер модели в осевом направлении 200 мм. Относительный шаг решетки твэлов 1,16. Теплопроводность оболочки и проволоки в расчетной модели – 21,4 Вт/(м·°С). Свойства натрия заданы в виде полиномов в зависимости от температуры [1]. Модель турбулентности – k- ϵ .

Результаты расчета

В результате выполненного расчетного анализа получено стационарное поле температур и скоростей. Результаты расчета приведены на рис. 2, 3 для сечения по высоте 150 мм, в котором проволока находится не в самом узком месте между твэл, а в центральной области межтвельной ячейки, таким образом, исключается влияние межтвэльного затеснения на профиль скорости и температуры натрия вблизи проволоки.

На рис. 2 приведены профили скорости и температуры теплоносителя. Скорость натрия в центральных более тесных ячейках ниже скорости в периферийных ячейках, соответственно температура в центральных ячейках выше. Между проволокой и оболочкой образуется область натрия со значительно более низкой скоростью и высокой температурой, что непосредственно влияет на температуру оболочки.

На рис. 3 приведен профиль температуры оболочки центрального твэл, из которого видно повышение температуры под проволокой.

При аналитическом решении задачи теплопроводности оболочки при заданной линейной нагрузке 48 кВт/м перепад температуры по толщине составляет 44 °C.

В расчетной модели перепад температуры по толщине оболочки в месте касания проволоки составляет 38 °C. При смещении по азимуту на 10 градусов от места касания проволоки в рассматриваемом сечении по высоте перепад по толщине оболочки становится равен максимальному при данной линейной нагрузке и соответствует аналитическому решению – 44 °C. Таким образом, область влияния дистанционирующей проволоки на неравномерность темперутруры оболочки твэл по азимуту составляет примерно 20° около места касания проволоки и твэл.



Рис. 2. Профиль скорости и температуры натрия в модели с семью твэл: *а* – профиль скорости натрия; *б* – профиль температуры натрия



Рис. 3. Профиль температуры оболочки центрального твэл в модели с семью твэл

Совокупность факторов, таких как термическое сопротивление проволоки, застойный горячий натрий под проволокой, характер перемешивания натрия в данных расчетных моделях, привели к тому, что различие между температурой внутренней поверхности оболочки под проволокой и температурой оболочки в сечении, смещенном по азимуту на 10 градусов (в котором реализуется перепад на оболочке соответствующий аналитическому решению задачи теплопроводности цилиндрической стенки) составляет 4 °C. При этом температура наружной поверхности в точке касания проволоки выше на 10 °C, чем в точке смещенной на 10 градусов по азимуту. В этих сечениях не одинаковый тепловой поток, а следовательно, и перепад температуры на самой оболочке, он отличается на 44 - 38 = 6 °C, поэтому суммарное различие температуры внутренней поверхности составляет 10 - 6 = 4 °C. Данную величину можно рассматривать как вклад касания проволоки в азимутальную неравномерность.

Суммарная неравномерность оболочки твэл в области касания дистанционирующей проволоки с учетом ее касания может достигать 15 °C для центральных твэл с максимальной температурой оболочки при максимальной линейной нагрузке и для TBC с максимальным коэффициентом неравномерности энерговыделения по радиусу.

Заключение

По результатам проведенных расчетов азимутальная неравномерность температуры оболочки твэл ТВС, обусловленная касанием дистанционирующей проволоки, составляет 4 °С при максимальной линейной нагрузке. Область влияния дистанционирующей проволоки на неравномерность температуры оболочки твэл по азимуту составляет примерно 20° от места касания проволоки.

Суммарная азимутальная неравномерность температуры оболочки может достигать 15 °C, что представляется незначительным с точки зрения влияния на напряженно-деформированное состояние. Тем не менее, решение об учете азимутальной неравномерности при расчете НДС твэл остается за разработчиком проекта.

Список литературы

1. Absorber materials, control rods and designs of shutdown systems for advanced liquid metal fast reactors // IAEA-TECDOC-884, June 1996.

О возможности исследований отработавших кассет и твэлов реакторов АПЛ с ТЖМТ проектов 705 и 705К для обоснования технологий перспективных ЯЭУ

Забудько А. Н., Бугреев М. И., Иванов К. Д., Николаев С. А., Чернов В. А., Николаев А. Н., Мастеров А. В. *АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, iss@ippe.ru*

Аннотация

При разработке новых реакторных установок с ТЖМТ используется опыт эксплуатации реакторных установок со свинцово-висмутовым теплоносителем. При этом общепринятым считается, что в части решения вопросов технологии жидкого металла опыт эксплуатации первого поколения установок (АПЛ заказа 645 и наземный прототип стенд 27/ВТ-5) в основном негативный. Это подтверждается не только косвенными данными, но и прямым обследованием активных зон стенда 27/ВТ-5 после завершения эксплуатации, а также обследованием трактов циркуляции теплоносителя. Во многом именно этот опыт используется оппонентами при критике вновь разрабатываемых установок (БРЕСТ, СВБР).

В то же время при эксплуатации установок второго поколения были реализованы принципиально другие условия по обеспечению качества теплоносителя и чистоты первых контуров этих установок, которые позволили кардинально снизить масштаб шлакования первых контуров и исключить связанное с этим изменение их теплогидравлических характеристик.

Однако упомянутые выше аргументы являются лишь косвенными признаками успешного решения задач технологии теплоносителя, и не воспринимаются должным образом оппонентами, поскольку не подтверждены количественными результатами соответствующих обследований после завершения эксплуатации установок. Необходимость проведения таких исследований является актуальной задачей настоящего времени.

Ключевые слова: тяжелый жидкометаллический теплоноситель, активные зоны, реакторная установка, шлаковые отложения, оксидные пленки, модель эксплуатации ЯЭУ, утилизация активных зон, отработавшие кассеты, отработавшие выемные части, твэлы, реакторы АПЛ.

Введение

При разработке новых реакторных установок с ТЖМТ используется опыт эксплуатации реакторных установок со свинцово-висмутовым теплоносителем. При этом общепринятым считается, что в части решения вопросов технологии жидкого металла опыт эксплуатации первого поколения установок (АПЛ заказа 645 и наземный прототип стенд 27/ВТ-5) в основном негативный. Это подтверждается не только косвенными данными, но и прямым обследованием активных зон стенда 27/ВТ-5 после завершения эксплуатации, а также обследованием трактов циркуляции теплоносителя.

В то же время при эксплуатации установок второго поколения были реализованы принципиально другие условия по обеспечению качества теплоносителя и чистоты первых контуров этих установок, которые позволили кардинально снизить масштаб шлакования первых контуров и исключить связанное с этим изменение их теплогидравлических характеристик.

Кроме того, анализ интенсивности потребления первым контуром кислорода показал, что в процессе эксплуатации на всех установках наблюдалось устойчивое её снижение. В целом, это можно рассматривать как подтверждение достаточности использованных технических решений по обеспечению коррозионной стойкости конструкционных сталей и благоприятные тенденции развития процессов взаимодействия теплоносителя со сталями.

Однако упомянутые выше аргументы являются лишь косвенными признаками успешного решения задач технологии теплоносителя, и не воспринимаются должным образом оппонентами, поскольку не подтверждены количественными результатами соответствующих обследований после завершения эксплуатации установок.

Поэтому, учитывая относительно высокие темпы утилизации отработавших активных зон этих установок, их всестороннее обследование является актуальным.

1. Опыт и основные результаты обследования отработавших активных зон РУ первого поколения

В ГНЦ РФ – ФЭИ в свое время были обследованы активные зоны стенда 27/ВТ-5 после завершения эксплуатации, а также обследованы тракты циркуляции теплоносителя.

Сначала была обследована активная зона после завершения второй кампании. Как известно, первый же выход на мощность после завершения реконструкции стенда 27/ВТ-5, отработавшего первую кампанию, после которой было заменено всё оборудование, кроме корпуса реактора, обнаружил значительное превышение измеренной температуры сплава в активной зоне по сравнению с расчетной. Указанное обстоятельство определило характер дальнейших работ на стенде, которые были ориентированы, в основном, на выяснение причин выявленных температурных аномалий. Все последующие работы на стенде в значительной степени были связаны с испытанием и отработкой режимов очистки теплоносителя, поверхностей 1 контура и активной зоны от шлаков, путём восстановления их водородом или парами гидразин – гидрата.

Проведённый комплекс технологических опытов по регенерации теплоносителя не привел к существенному снижению поля температур в активной зоне. Работа стенда на номинальной мощности была невозможна. Поэтому стенд эксплуатировался с ограничениями мощности. Активная зона отработала в составе стенда 27/ВТ-5 с 1966 по1976 год (68445 часов).

В 1976 году была выгружена активная зона из реактора и произведена её разборка в отделении разборки на отдельные кассеты и твэлы. Осмотру подвергались грани кассет и межтвэльное пространство. Фиксировалась примерная высота забитого шлаками межтвэльного пространства и по этим данным составлялась картограмма распределения шлаков по активной зоне. Картограмма распределения шлаков представлена на рис. 1.



Рис. 1. Картограмма распределения шлаков по высоте секций выемной части от нижней решетки
Исследование секции № 4

Цель исследований:

- визуальный осмотр и фотографирование;
- разборка секции на отдельные твэлы по ярусам от периферии к центру;

 сбор шлаковых отложений в межтвельных проходных сечениях и проведение химического, спектрального, рентгеноструктурного и радиометрического анализа этих отложений;

- измерение толщины отложений и защитного покрытия на твэле;
- материаловедческие исследования материала твэла;

– измерение диаметра твэла до отмывки от отложений и после отмывки и осветления поверхности твэла.

В качестве примера результатов выполненных обследований достаточно привести результаты внешнего осмотра и состава проанализированных оксидов.

Визуальный осмотр секции твэлов № 4 осуществлялся с использованием бинокля типа «Прибор № 100», а его типичные результаты представлены на рис. 2–4, взятых из материалов конференции [1].

На рис. 2 слева направо видны твэлы, в межтвэльных проходных сечениях видны массивные отложения вида А, частично или полностью (отмечено стрелкой) перекрывающие проход теплоносителя, и отложения вида Б – черные и темно-серые отложения в виде тонких плоских чешуек, имеющих слабое сцепление с оболочкой. Собрать пробы этих отложений не удалось. На рис. 3 и 4 показаны отслоения отложений этого вида.



Рис. 2. Нижняя часть (50 мм от низа) грани V



Рис. 3. Внешняя поверхность второго яруса твэлов со стороны грани III (низ секции).



Рис. 4. Внешняя поверхность нижней части секции грани I. Слева направо твэлы № 3 1, 2, 3, 4, 5.

Аналогичная картина наблюдалась в последующем и при разборке активных зон стенда 27/ВТ после завершения I кампании – межтвельное пространство их было забито от нижней решетки до средины активной зоны оксидами теплоносителя и конструкционных материалов. Отдельные кассеты активной зоны 11 кампании были забиты отложениями на всю длину.

Химический и фазовый состав отложений в секции № 4 активной зоны стенда 27/ВТ-5 на конец кампании изучался, данные имеются.

Толщина шубных отложений, измеренных до и после химической отмывки твэл без его осветления, составляла от 0,05 до 0,5 мм

В соответствии с целью обследования активных зон проведены также металлографические исследования защитных покрытий на твэлах.

2. Ситуация с отработавшими активными зонами АПЛ второго поколения и существующие возможности их обследования

В настоящее время установки проектов 705 и 705К являются единственными промышленными ЯЭУ с ТЖМТ, успешно завершивших эксплуатацию в объёме проектного ресурса. Отработавшие выемные части (ОВЧ) реакторов АПЛ проектов 705 и 705К хранятся в отделении Гремиха СЗЦ «СевРАО» – филиала ФГУП «РосРАО». Для контроля параметров ядерной и радиационной безопасности при хранении ОВЧ внедрена единая система контроля параметров ОВЧ (ЕСК), которая включает в себя систему контроля нейтронного потока, систему аварийной сигнализации о возникновении самоподдерживающейся цепной реакции (САС СЦР), систему температурного контроля и систему контроля наличия и удаления воды в ячейках хранения ОВЧ. За время непрерывной работы с 2008 года ЕСК не зафиксировала отклонений параметров ОВЧ от штатных.

С 2012 года в отделении Гремиха начаты работы по разборке ОВЧ. Согласно принятому регламенту, ОВЧ извлекается из ячейки хранения в ячейку разогрева, а далее – в специальный бак разборки, затем после кантования на 180° помещается на стапель разборки, где производится демонтаж дна ОВЧ, фильтра и нижней твэльной решетки. Далее кассеты извлекаются из ОВЧ и помещаются в контейнер тип 6 для промежуточного хранения, либо сразу помещаются в герметичные пеналы и далее в ТУК-108/1, который обеспечивает защиту топливных кассет от механических и климатических воздействий при хранении и транспортировке кассет, а также обеспечивает биологическую защиту обслуживающего персонала. Далее ТУК-108/1 доставляются на накопительную площадку АО «Атомфлот» (г. Мурманск) на специальном теплоходе «Серебрянка», затем отправляются железнодорожным транспортом на ФГУП «Маяк». Для обоснования этого регламента выполнен цикл расчетов в обоснование ядерной и радиационной безопасности, а также внедрены системы контроля нейтронного потока, САС СЦР и система температурного контроля сплава при разогреве.

К настоящему моменту разобраны 4 ОВЧ проекта 705 и 1 ОВЧ проекта 705К. Разборка выполнена в штатном режиме, без аварийных ситуаций, повреждений оболочек твэлов и выхода активности за пределы твэлов не обнаружены.

Исследования твэлов реакторов с ТЖМТ являются логическим завершением этой эксплуатации и одновременно источником информации для создания расчетных методик массопереноса и их верификации. ГНЦ РФ – ФЭИ и ОКБ «Гидропресс» располагают подробной информацией о режимах и условиях эксплуатации всех реакторных установок, в том числе, включая имевшие место отклонения от нормальных условий и все проводимые технологические мероприятия.

В ходе обследования выбранных для этого кассет и твэлов могут быть определены следующие параметры:

 толщина налёта на оболочке твэлов продуктов коррозии конструкционных материалов и оксидов теплоносителя и её распределение по высоте твэлов;

химический и фазовый состав отложений;

 изменение толщины защитного покрытия и его других свойств по длине твэла от входа теплоносителя до выхода из АЗ;

- структурный и фазовый состав защитного покрытия;
- сплошность защитного покрытия и возможное наличие коррозионных очагов;

 прочность сцепления защитного покрытия с оболочкой твэла, твердость защитного покрытия;

- распределение элементного состава защитного покрытия по его толщине;
- распределение элементного состава стали вблизи границы с оксидным покрытием;
- материаловедческие характеристики непосредственно самого материала оболочек твэ-

лов.

Эти результаты с учетом истории эксплуатации ЯЭУ могут быть использованы для корректировки базовой (полуэмпирической) физико-химической модели роста оксидных пленок, которая абсолютно необходима при последующей верификации расчетных кодов массопереноса в первых контурах реакторных установок с тяжелым теплоносителем.

Значимость и уникальность имеющихся результатов для создания адекватных моделей взаимодействия в системе сталь – теплоноситель состоит не только в длительной и успешной эксплуатации установок с ТЖМТ, но и в том, что они получены при воздействии на материал оболочек твэлов нейтронного потока, который со временем принципиально изменяет свойства сталей, в том числе и диффузионные свойства их компонентов, которые влияют на состав и кинетику формирования оксидных покрытий.

При обследовании активных зон будут получены экспериментальные данные, которые позволят применительно к РУ нового поколения достичь следующих результатов:

 подтвердить прямыми исследованиями правильность принятых технических решений по технологии теплоносителя при длительной эксплуатации серии промышленных установок, что существенно усилит позиции разработчиков РУ нового поколения в плане доказательств успешности решения данных вопросов;

 определить влияние радиационных факторов на поведение сталей в условиях воздействия нейтронного потока, которые необходимо использовать при разработке моделей массопереноса в тяжелом теплоносителе;

– скорректировать базовую физико-химическую модель роста оксидных пленок, которая абсолютно необходима при последующей верификации расчетных кодов массопереноса в первых контурах реакторных установок с тяжелым теплоносителем.

Все вышесказанное позволяет оформить результаты выполненного анализа в виде конкретного предложения.

Предложение

Цель работы:

1. Анализ параметров защитных покрытий твэлов активной зоны, отработавшей проектный ресурс.

2. Определение характера массопереноса продуктов коррозии в активной зоне.

3. Разработка исходных данных по результатам проведенных исследований для верификации расчетных методик при прогнозе проектного ресурса реакторов нового поколения.

Настоящая работа может быть выполнена путём обследования нескольких ТВС, отобранных при разборке активных зон ЯЭУ АПЛ с ЖМТ.

Этапы выполнения работы:

1. Подготовительный: разработка необходимой технической документации, согласование объемов, сроков и финансовых затрат на выполнение работы.

2. Доставка ТВС к месту разборки (из п. Гремиха в г. Обнинск).

3. Разборка кассеты на отдельные твэлы (осмотр, фотографирование, взятие проб отложений, химический и рентгеноструктурный анализ).

4. Проведение материаловедческих исследований твэл.

В настоящее время проводятся работы по разборке активных зон ЯЭУ с ЖМТ АПЛ, завершивших эксплуатацию, и вывозу отработавшего ядерного топлива на переработку в ПО «Маяк». Для проведения настоящих исследований достаточно отобрать одну или две кассеты ТВС, доставляемых в ПО «Маяк», разобрать ТВС на отдельные твэлы и провести их материаловедческие исследования.

Наиболее представительными для обследования с точки зрения эксплуатационных режимов работы и общей наработки являются активные зоны исследовательского стенда «КМ-1» и БМ-40А.

Технические возможности выполнения работы:

- технология транспортировки ТВС и твэлов отработана;

 в ГНЦ РФ – ФЭИ имеется законсервированное специальное отделение разборки ТВС, которое по своему техническому оснащению удовлетворяет условиям выполнения настоящей работы; – в НИИАР имеется экспериментальная база и опыт проведения материаловедческих исследований твэлов.

Заключение

Рассмотрен опыт проведения и основные результаты обследования отработавших активных зон РУ с ТЖМТ первого поколения и показана достаточно высокая информативность получаемых при этом научных и практических результатов.

Проанализирована ситуация с отработавшими активными зонами АПЛ второго поколения и рассмотрены существующие возможности их обследования. Показана целесообразность проведения таких работ, прежде всего, относительно активных зон АПЛ и РУ стенда КМ-1.

Разработано техническое Предложение об исследовании состояния твэлов и активных зон ЯЭУ с ЖМТ АПЛ, завершивших эксплуатации, в котором указаны цели работы, этапы её выполнение и технические возможности успешной реализации.

Список литературы

- 1. Громов Б.Ф., Тошинский Г.И. и др. Создание РУ со свинцово-висмутовым теплоносителем для АПЛ // Сборник докладов конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях» Обнинск: ФЭИ. 1998. Т. 1. С. 14.
- Громов Б.Ф., Григорьев О.Г. и др. Анализ опыта эксплуатации реакторных установок с теплоносителем свинец-висмут и имевших место аварий // Сборник докладов конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях» – Обнинск: ФЭИ. – 1998. – Т. 1. – С. 63.
- 3. Суворов Г.П., Бугреев М.И., Кузько О.В. Опыт создания и эксплуатации стенда 27 ВТ // Сборник докладов конференции «Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях» Обнинск: ФЭИ. 1998. Т. 1. С. 70.

Повышение информативности контроля термодинамической активности кислорода в расплавах тяжелых жидкометаллических теплоносителей

Иванов К. Д., Ниязов С.-А. С., Чёпоров Р. Ю. *АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», Обнинск, <u>sniyazov@ippe.ru</u>*

Аннотация

Наиболее простым методом повышения информативности контроля термодинамической активности (ТДА) кислорода в тяжелых жидкометаллических теплоносителях (ТЖМТ) является изменение температуры теплоносителя, в ходе которого происходит перераспределение кислорода между химически активными в данных условиях примесями, которое, в свою очередь, отражается на характере изменения ТДА кислорода и может быть зафиксировано экспериментально.

Этот прием может использоваться в различных вариантах. В данной работе использованы два способа. В условиях статической установки применялся метод периодического отключения обогрева всего объёма теплоносителя. В условиях неизотермического циркуляционного стенда использовался метод измерения ТДА кислорода в различных температурных зонах. Полученные экспериментальные результаты подтверждают заложенные теоретические предпосылки.

Ключевые слова: термодинамическая активность кислорода, тяжелый жидкометаллический теплоноситель, твердый электролит, водород, диффузионный выход железа, оксидная пленка, парциальное давление, термокачка.

Введение

При определении физико-химического состояния жидкометаллического расплава возникает проблема неоднозначной трактовки параметра ТДА кислорода, когда одним и тем же значениям определяемого параметра соответствуют качественно различные состояния теплоносителя.

Наиболее распространенными в ТЖМТ примесями, способными активно влиять на физико-химическое состояние теплоносителя, а, следовательно, и на показания датчиков ТДА кислорода, являются примеси водорода и железа.

Взаимодействие этих примесей с растворенным в теплоносителе кислородом приводит к тому, что часть растворенного кислорода, химически связанная до этого с теплоносителем, меняет своего «хозяина» и образует новые соединения с данными примесями. При этом возникает проблема, которая заключается в том, что изменение ТДА кислорода, связанное с перераспределением кислорода, на практике невозможно отличить от реальной потери кислорода из теплоносителя.

Общим подходом к повышению информативности контроля ТДА кислорода в плане определения реального физико-химического состояния теплоносителя является создание условий, позволяющих получить отклик в виде соответствующих изменений параметра ТДА кислорода на то или иное целенаправленное воздействие на теплоноситель. При этом наиболее простым способом получения подобной информации на практике является изменение температуры теплоносителя.

Этот прием может использоваться в различных вариантах. В данной работе использованы два способа. В условиях статической установки применялся метод периодического отключения обогрева всего объёма теплоносителя. В условиях неизотермического циркуляционного стенда использовался метод измерения ТДА кислорода в различных температурных зонах. Полученные при этом результаты представлены в настоящей работе.

1. Результаты определения температурных зависимостей показаний датчиков ТДА кислорода в расплаве свинца-висмута в статической лабораторной установке

Эксперименты по определению температурных зависимостей показаний датчиков ТДА совмещались с испытаниями ряда металлургических сталей AISI-430, 03X18Ю3БТ и ЭИ-417 на предмет их коррозионной стойкости в расплаве свинца-висмута. Подробно описание экспери-

ментальной установки приведено в работах [1, 2], а описание методики проведения испытаний изложены в работе [3].

Испытания проводились при температуре 650 °С и поддержании заданного, достаточно низкого уровня ТДА кислорода в свинцово-висмутовом теплоносителе. Переход на пониженные уровни активности кислорода осуществлялся с использованием аргоно-водородных смесей, подаваемых в газовую систему установки в начальный период микрокампании. При достижении заданного уровня ТДА кислорода его дальнейшее поддержание осуществлялось подачей в газовую систему дозированных порций воздуха. Испытания образцов сталей осуществлялись путем проведения микрокампаний продолжительностью ~75–100 часов. В некоторых микрокампаниях периодически осуществлялось кратковременное снижение температуры теплоносителя на 10–15 °С с последующим возвратом на исходный уровень.

При выполнении этих операций по термоциклированию теплоносителя фиксировались соответствующие изменения температуры и показаний датчиков ТДА кислорода. Пример таких изменений во времени показан на рис. 1.



Рис. 1. Изменения показаний датчика ТДА кислорода и температуры сплава (Pb-Bi) во времени при его термоциклировании

В данном случае температурные изменения показаний датчика накладывались на изменения, связанные с общим раскислительным воздействием на теплоноситель образцов испытываемых сталей. Поэтому для расчета температурной зависимости использовались не абсолютные отклонения показаний датчика, а его отклонения от показанной на рисунке линейной зависимости связи начальных и конечных значений до и после завершения термокачки.

Методика расчета коэффициентов температурной зависимости показаний датчика состояла в следующем. На первом этапе проводилось сглаживание исходных зависимостей ЭДС и температуры методом плавающего усреднения по 5 экспериментальным точкам. Из изменений показаний датчика вычитались изменения, не связанные с температурой, после чего найденные значения ΔE представлялись в виде зависимости от температуры. На рис. 2 приведены полученные таким образом зависимости для приведенного ранее примера возмущения температурного режима.

Представленные на рис. 2 зависимости демонстрируют достаточно сложный характер изменения показаний датчика ТДА кислорода от температуры, угол наклона которых и должен соответствовать численным значениям температурного коэффициента. На данном графике ему соответствует центральная и конечная часть ветви снижения температуры, а также центральная часть ветви повышения температуры. Наблюдаемые искажения строго линейной зависимости связаны с процессами несинхронного изменения температуры расплава и электрода сравнения датчика, которые проявляют себя особенно заметно в начальный период нестационарного процесса изменения температурного режима. Наиболее представительными для определения чис-

ленных значений температурной зависимости показаний ДАК являются данные, полученные на этапе охлаждения расплава. Именно такие данные представлены на рис. 3 в виде зависимостей температурного коэффициента от показаний датчика (уровня ТДА кислорода) перед термокачкой в ходе последовательных измерений с момента начала микрокампании. На этом же рисунке приведена пунктирная прямая, соответствующая расчетным температурным зависимостям показаний датчиков с электродом сравнения Bi-Bi₂O₃, для рафинированного от посторонних примесей теплоносителя с различным содержанием растворенного кислорода.

Как видно из представленных экспериментальных данных, наблюдается существенное отклонение численных значений температурной зависимости показаний датчика от их расчетных значений для рафинированного от посторонних примесей теплоносителя. Более того, эти отклонения наблюдаются уже в области достаточно высокой термодинамической активности кислорода, что не характерно даже для теплоносителя с высоким содержанием примеси железа. Наиболее вероятной причиной таких отклонений является взаимодействие растворенного в теплоносителе кислорода с водородом, который вводился в газовую систему установки для ускорения процесса выхода показаний датчика в заданный диапазон регулирования E = 365-425 мВ.



Рис. 2. Изменения показаний датчика ТДА кислорода в зависимости от температуры сплава (Pb-Bi) при его термоциклировании



Рис. 3. Экспериментальная зависимость функции $\frac{dE}{dT} = f(E)$ в экспериментальной кампании № 3

В последующем вследствие протекания восстановительного процесса, а также в результате взаимодействия с кислородом воздуха, вводившегося в газовую полость установки для поддержания заданного уровня ТДА кислорода, содержание водорода постепенно снижалось практически до нуля. Поэтому к концу экспериментальной кампании единственной примесью, влияющей на состояние теплоносителя (естественно, кроме кислорода) оставалась примесь железа, поступающая в теплоноситель из испытываемых сталей. Численные значения функции *dE*

 $\frac{dE}{dT} = f(E)$, измеренные в этот период, представлены на рисунке 3 в виде отдельных точек. На

графике они располагаются выше первичной кривой. При этом было замечено, что измерения, выполненные сразу после введения порции кислорода и увеличения ТДА кислорода, приводят

к увеличению численных значений $\frac{dE}{dT}$. Напротив, более-менее длительная работа в режиме

раскисления теплоносителя приводит к снижению численных значений этой функции.

Вероятной причиной такого поведения температурной зависимости являются кинетические затруднения при переходе теплоносителя из одного состояния в другое.

2. Результаты определения температурных зависимостей показаний датчиков ТДА кислорода в расплаве свинца-висмута в циркуляционном стенде

В отличие от лабораторной установки, где в ходе изменений температурного режима изменяются температурные условия в месте расположения датчика ТДА кислорода, при работе циркуляционного стенда в неизотермическом режиме температурные условия в местах расположения датчиков, как правило, поддерживаются постоянными. Это исключает влияние изменяющихся температурных условий в электродах сравнения датчиков, позволяя путем сравнения показаний датчиков, расположенных в разных температурных зонах стенда, непосредственно определять температурную зависимость ТДА кислорода в теплоносителе.

Эксперименты по определению этого параметра выполнены на стенде «TT-2M», который используется для проведения различных исследований по технологии ТЖМТ, например, в работе [4]. Принципиальная схема стенда приведена на рис. 4.

Эксперименты по определению температурных зависимостей ТДА кислорода проводились в неизотермических режимах работы стенда при $T_{rop} \approx 540$ °C и $T_{xon} \approx 420$ °C. Для этого использовались три датчика активности кислорода, расположенные на «горячей» стороне стенда (на входе в горячий рекуператор и на «холодной» стороне (на выходе из холодильника). Изменение физико-химического состояния теплоносителя в ходе экспериментов обеспечивалось путем включения в работу источника металлических примесей (ИМП), расположенного на од-



Рис. 4. Принципиальная схема циркуляционного стенда «TT-2М»

ном из «горячих» байпасов, и его последующего вывода из работы. При этом в теплоноситель искусственно вводилась примесь железа, и ТДА кислорода в теплоносителе снижалась. При выключении из работы ИМП активность кислорода за счет действия внутренних источников кислорода повышалась.

Особенность измерений ТДА кислорода в стендовых условиях заключается в том, что они фиксируют результаты одновременного измерения данного параметра в различных точках циркуляционного тракта. Поэтому для того, чтобы судить об изменениях, происходящих в определенном объёме движущегося теплоносителя, необходимо вводить временное запаздывание. Оно характеризует время перемещения теплоносителя из одной точки измерений в другую и зависит от скорости движения теплоносителя. С учетом времени запаздывания на рис. 5 представлены результаты определения температурной зависимости показаний датчиков как функции показаний «горячего» датчика на линии охлаждения теплоносителя.



Рис. 5. Характер изменения температурной зависимости показаний датчиков как функции ТДА кислорода в теплоносителе на линии его охлаждения

На данном рисунке приведены две последовательно полученные ветви изменения ТДА кислорода. Одна в сторону снижения этого параметра (после включения ИМП), другая в сторону его увеличения (после выключения ИМП). Стрелками показано направление изменений представленного параметра при первичном и повторном включении источника металлических примесей.

В отличие от экспериментов, проведенных на статической установке, где существенное влияние на показания датчиков ТДА кислорода оказывает нестационарный температурный режим в их электродах сравнения, в стендовых условиях при относительно постоянном температурном режиме теплоносителя в местах установки датчиков этот фактор практически не сказывается на результатах измерений.

В ходе стендовых экспериментов также наблюдались отклонения от расчетной зависимости для рафинированного теплоносителя, что объясняется в данном случае действием внутренних источников кислорода на линии охлаждения теплоносителя.

Наблюдаемый на рис. 5 гистерезис представленной функции объясняется различиями физико-химического состояния теплоносителя. Эти различия обусловлены, как уже было упомянуто, поступлением примеси кислорода из внутренних источников, и, кроме того, поступлением в теплоноситель примеси железа. При включении в работу источника металлических примесей превалирующее влияние на ТДА кислорода оказывает процесс поступления в теплоноситель железа, который и определяет общее раскисляющее направление изменения ТДА кислорода, напротив, при выключении ИМП превалирует процесс растворения шлаков.

Заключение

Применительно к проблеме повышения информативности датчиков контроля ТДА кислорода в расплавах тяжелых металлов, связанной с неоднозначной трактовкой результатов измерений этого параметра, экспериментально отрабатывался метод, основанный на определении помимо показаний датчика их температурной зависимости.

Применительно к условиям статической лабораторной установки для определения температурной зависимости показаний датчика ТДА кислорода был применен метод периодического возмущения температурного режима теплоносителя. В ходе выполнения этих исследований получены экспериментальные данные по характеру изменения температурной зависимости показаний датчиков ТДА кислорода в зависимости от степени раскисления теплоносителя, которые продемонстрировали существенные отклонения этого параметра от расчетных значений для рафинированного от посторенних примесей теплоносителя, вызванные действием примесей водорода и железа,

Применительно к условиям работы неизотермического циркуляционного контура для определения температурной зависимости использовался метод анализа показаний двух датчиков ТДА кислорода, расположенных в различных температурных зонах контура, на линии снижения температуры теплоносителя. Кислородный режим теплоносителя в циркуляционном стенде обеспечивался при этом использованием раскислительного действия примеси железа при включении в работу источника металлических примесей и окислительного действия внутренних источников кислорода, которые превалировали при выключении из работы источника металлических примесей.

Получены экспериментальные данные по характеру изменения температурной зависимости показаний датчиков ТДА кислорода, как в случаях доминирования раскисляющего действия источника металлических примесей, так и в случаях доминирования окисляющего действия внутренних источников кислорода.

Показано, что использованные в работе способы определения численных значений температурных зависимостей изменения ТДА кислорода в ТЖМТ позволяют получать дополнительную информацию о физико-химическом состоянии теплоносителя, которое является функцией содержания в теплоносителе химически активных примесей.

Установлено, что влияние примеси железа на состояние теплоносителя характеризуется наличием области относительной нечувствительности температурной зависимости ТДА кислорода при высокой термодинамической активности кислорода, в то время как влияние примеси водорода в этой области достаточно высоко.

Более детальное определение характера влияния примеси водорода во всей области изменений ТДА кислорода требует проведения дополнительных экспериментов.

Список литературы

- 1. Иванов К.Д., Мартынов П.Н., Ниязов С.-А.С., Лаврова О.В., Ульянов В.В., Садовничий Р.П., Фомин А.С. Влияние предварительной подготовки поверхности стали на скорость ее окисления в свинцово-висмутовом теплоносителе // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2012. № 4. С. 122–129.
- 2. Иванов К.Д., Ниязов С.-А.С., Лаврова О.В., Салаев С.В., Асхадуллин Р.Ш. Разработка методики определения скорости окисления конструкционных сталей в тяжелых жидкометаллических теплоносителях // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2017. № 4. С. 127–135.
- Ниязов С.-А.С., Иванов К.Д., Легких А.Ю. Исследование коррозионной стойкости металлургических сталей в расплавах свинца-висмута // Сб. тезисов докладов научнотехнической конференции «Теплофизика – 2016», Обнинск 12–14 октября. – С. 69.
- Асхадуллин Р.Ш., Легких А.Ю., Симаков А.А., Гавриков Е.В. Результаты измерения гидровлического сопротивления зернистого слоя оксида свинца в потоке свинцововисмутового теплоносителя // Сб. тезисов докладов научно-технической конференции «Теплофизика – 2014», Обнинск 14–17 октября. – С. 89.

Водоохлаждаемые реакторные установки со спектральным регулированием реактивности

Махин В. М., Махин И. В.

ОКБ «Гидропресс», Подольск, makhin@grpress.podolsk.ru

Аннотация

Рассматриваются водоохлаждаемые реакторные установки со спектральным регулированием запаса реактивности. Изложены возможные способы спектрального регулирования, в том числе используемые на практике (ABWR).

Основные задачи при создании водоохлаждаемой реакторной установки со спектральным регулированием следующие:

снижение расхода естественного урана в открытом топливном цикле;

– эффективное применение нейтронов путем отказа от борного регулирования в процессе кампании;

снижение жидких радиоактивных отходов как следствие отказа от борного регулирования;

 способность работы в замкнутом топливном цикле с загрузкой активной зоны MOX топливом с повышенным коэффициентом воспроизводства (КВ ~0,7–0,8, вместо 0,3–0,4 для действующих ВВЭР).

Ключевые слова: реактивность, спектр нейтронов.

Введение

В настоящее время энергоблоки с водо-водяными реакторами (ВВЭР, PWR и BWR) составляют основу мировой ядерной энергетики. Начиная с 50-х годов прошлого столетия, создавались и совершенствовались реакторные установки и энергоблоки АЭС, а также уточнялись их параметры. Вследствие ядерно-физических и химических свойств воды и положительного опыта ее применения в тепловой энергетике, преимущественное развитие получили водоохлаждаемые реакторы, из которых реакторы корпусного типа составляют преобладающее большинство. Современная программа развития ядерной энергетики «Поколение III+» является логическим продолжением предшествующих программ и имеет целью создание эволюционных проектов ВВЭР и PWR с улучшенными экономическими характеристиками и потребительскими качествами, что и составляет одну из основных действующих задач мировой ядерной энергетики [1].

Повышение экономичности АЭС заключается в сокращении капитальных затрат и времени строительства, а также в снижении эксплуатационных расходов [2]. Улучшение потребительских качеств может достигаться изменением состава и качества эксплуатационных характеристик, например, повышением коэффициента использования установленной мощности (КИУМ), возможностью реализации маневренных режимов и улучшением топливоиспользования. Следует отметить конъюнктурный характер изменения некоторых эксплуатационных характеристик, то есть улучшая некоторые характеристики, обоснованно можем изменять и другие. Примером может быть характерное для настоящего времени повышение КИУМ путем увеличения длительности кампании реактора, которое приводит к ухудшению другой характеристики – топливоиспользования. Ухудшение топливоиспользования также следует ожидать при реализации маневренных режимов с применением штатной системы управления и использованием в рабочих органах поглощающих нейтроны материалов: титаната диспрозия и карбида бора или при использовании теплоносителя с изменяющейся концентрацией борной кислоты.

Одна из особенностей АЭС в сравнении с тепловой электрической станцией (ТЭС) заключается в меньшем вкладе топливной составляющей в стоимость производимой электроэнергии и, соответственно, в меньшем вкладе в структуру тарифа, что характерно для АЭС с открытым топливным циклом (ОТЦ) [2, 3]. Согласно [3], при увеличении стоимости топлива для АЭС на 1 % тариф возрастает существенно меньше – на 0,2 % при доле себестоимости производства электроэнергии в структуре тарифа ~66 %. Влияние удорожания сырья на тариф еще меньше: при увеличении стоимости сырья на 1 % тариф возрастает примерно на 0,02 % (с. 123, [3]). В переходный период 1991–1999 гг. топливная составляющая в структуре тарифа изменялась существенно, и ее вес составлял от 17,8 до 35 % (с. 122, [3]). При переходе от ОТЦ к замкнутому топливному циклу (ЗТЦ) топливная составляющая стоимости электроэнергии возрастет. По оценкам в работе [3], для французского энергоблока с PWR с электрической мощностью 1390 МВт это увеличение составит ~14 %. Таким образом, топливная составляющая в структуре тарифа может существенно изменяться в течение сравнительно короткого времени и при переходе к ЗТЦ прогнозируется ее увеличение.

В условиях применения ОТЦ целесообразно увеличение энерговыработки с единицы топлива при возможной реализации различных режимов эксплуатации, в том числе маневренных, что повысит устойчивость и надежность ядерной энергетики. Эту задачу предлагается решить путем разработки и применения водоохлаждаемой реакторной установки со спектральным регулированием реактивности с возможностью реализации наряду со стационарными режимами маневренных режимов [4–6].

Основные решаемые (целевые) задачи при создании водоохлаждаемой реакторной установки со спектральным регулированием следующие [7]:

– снижение расхода естественного урана в открытом топливном цикле (стационарный режим) на 30 % до 130–135 г/МВт сутки ($x_{\text{отв}} = 0,2$ %);

 отказ от борного регулирования в процессе выгорания для более эффективного применения нейтронов (исключение их поглощения бором и другими поглотителями);

 как следствие отказа от борного регулирования в процессе выгорания, снижение жидких радиоактивных отходов и таким образом повышение экологической приемлемости и снижение эксплуатационных расходов;

– способность работы в замкнутом топливном цикле с загрузкой активной зоны МОХ топливом с повышенным коэффициентом воспроизводства реакторных установок (КВ ~0,7–0,8, вместо 0,3–0,4 для действующих ВВЭР) или REMIX-топливом; а также дополнительная задача (не рассмотренная в [7]) – возможность реализации маневренных режимов, например, суточного регулирования. Параметры маневренных режимов соответствуют условиям European Utility Requirements for LWR Nuclear Power Plants (EUR).

При создании новой реакторной установки могут быть решены и технологические задачи по упрощению конструкции и по режимам эксплуатации, что является характерным для установок «Поколения III+». В качестве одной из таких задач рассматривается возможность реализации на установке со спектральным регулированием реактивности наряду со стационарным режимом маневренных режимов.

В данной статье сделан обзор способов реализации спектрального регулирования реактивности и технико-экономических эффектов от их внедрения и предложены основные положения программы расчетно-экспериментальных исследований для уточнения технико-экономического эффекта и реализации в дальнейшем экономически обоснованных технических решений на практике.

1. Способы реализации спектрального регулирования реактивности

Регулирование реактивности заключается в подавлении или высвобождении реактивности в различных состояниях реактора [4, 9]. В номинальном режиме реактора функция подавления требуется для снижения избыточной реактивности (р) и поддержания состояния $\rho_{\text{pab}} \approx 0$; в остановленном состоянии – для создания подкритичности ρ_{подкрит}≈−0,01...0,05. В действующих АЭС с ВВЭР и PWR применяется метод регулирования на основе реакции поглощения избыточных нейтронов ядрами поглощающих материалов (B, Dy, Hf и др. – в BBЭР; Ag, In, Cd, а также В и др. – в PWR). Для этой цели в активную зону вводят рабочие органы (поглощающие стержни), а в теплоноситель – раствор борной кислоты. Возможно также для подавления реактивности в начале кампании введение в топливо выгорающих поглотителей (например, Gd) [4, 5, 9]. Рассмотренные способы являются надежными и проверены многолетней практикой их применения в BBЭР и PWR. Таким образом, основное назначение регулирования – компенсация избыточной реактивности, предназначенной для обеспечения требуемой длительности кампании реактора с учетом выгорания топлива. Существенной особенностью рассмотренных способов является нерациональное использование части нейтронов в результате реакций (n, α) и (n, γ) с атомами B, Dy, Hf и др. Эти нейтроны могли бы более полезно применяться для деления урана и, соответственно, получения энергии или для производства новых делящихся изотопов, например, изотопов плутония с последующим их использованием в качестве вторичного топлива [7].

Примерами процессов с высвобождением реактивности, которые используются на практике, являются снижение температуры теплоносителя или мощности реактора для продления кампании реактора [5].

В данной работе рассматривается компенсация запаса реактивности или высвобождения реактивности изменением спектра нейтронов. Очевидно, что в этом случае отсутствует выше рассмотренное поглощение нейтронов элементами В, Dy, Hf и др.

В начальный момент кампании реактора спектр нейтронов ужесточается для компенсации запаса реактивности, в течение кампании по мере выгорания спектр смягчается для высвобождения реактивности и продления кампании реактора [4–8]. Возможным вариантом условно «жесткого» (исходного) спектра может быть рекомендуемый в [5] резонансно-тепловой спектр (BVO = 1,0). Согласно [5], дальнейшее уменьшение шага размещения твэлов до достижения водо-уранового отношения около 0,5 приводит к сдвигу спектра в резонансную область энергии нейтронов», где изменение спектра мало влияет на реактивность. При указанных значениях ВУО (около 0,5) требуются повышенное обогащение топлива (около 7,5 % по плутонию [4, 5]). В области изменения ВУО (1–0,5 КВ) меняется от 0,7 до 1,0 [4]. Эти особенности реактора с быстро-резонасным спектром относительно реактора с резонансно-тепловым спектром (повышенное значение КВ и повышенное обогащение топлива) подтверждены при проработке BBЭР-СКД – реактора со сверхкритическими параметрами теплоносителя с MOX-топливом, обогащение – 7,7 %, KB = 0,93 [18].

Разработаны следующие способы регулируемого изменения спектра:

применение в качестве теплоносителя и замедлителя смеси легкой и тяжелой воды:
 H₂O и D₂O с изменением концентрации D₂O в течение кампании [4, 5];

- изменение водо-уранового отношения (BVO) в течение кампании [5-8].

Применение H₂O и D₂O. Легкая и тяжелая вода: H₂O и D₂O существенно отличаются ядерно-физическими свойствами. Длина диффузии нейтронов в легкой воде (плотность $\gamma = 1 \text{ г/см}^3$) равна 2,72 см, в тяжелой воде ($\gamma = 1,1 \text{ г/см}^3$) – 160 см; возраст т равен 27 и 120 см², соответственно [9]. Таким образом, при использовании H₂O и D₂O существенно различаются как замедление нейтронов со снижением энергии до уровня 0,005–0,2 эВ (до тепловых нейтронов [9]), так и процессы диффузии тепловых нейтронов. Кроме указанных различий легкая вода имеет макроскопическое сечение поглощения $\Sigma_{a\,\tau} = 0,022 \text{ см}^{-1}$ или в 670 раз выше, чем $\Sigma_{a\tau}$ D₂O, что приводит к необходимости применения в водоохлаждаемых реакторах обогащенного топлива [9]. Вследствие указанного различия ядерно-физических свойств, при замене H₂O на D₂O в топливной решетке спектр нейтронов существенно ужесточается, что позволяет компенсировать исходный запас реактивности в начале кампании реактора. Температурный коэффициент реактивности в системе с D₂O (без H₂O) является положительным [4]. Как следствие, по соображениям безопасности применимость данного способа [4].

В соответствии с ядерной реакцией дейтерия с нейтронами образуется тритий. Опыт эксплуатации реакторов CANDU показывает, что в тяжелой воде при активации ее нейтронами образующийся тритий химически связывается в оксид дейтеротрития, а также тритий может присутствовать в газовых сбросах АЭС [4,10]. Сделаны оценки сброса в атмосферу D₂O и трития с энергоблока: до 0,5 кг D₂O в час и 5000 Ки трития в год [10]. Также существенно, что D₂O значительно дороже, чем штатный теплоноситель PWR и BBЭР. По оценкам стоимость 1 кг D₂O не менее 550\$ [10]. Таким образом, внедрению данного способа должно предшествовать выполнение дополнительных предпроектных НИОКР и мероприятий, включающих изучение образования и миграции трития, а также безопасного обращения с ним. В результате повышения стоимости теплоносителя H₂O – D₂O и создания дополнительных систем по разделению H₂O – D₂O, а также по выделению и поглощению трития прогнозируется удорожание реакторной установки.

Изменение ВУО в течение кампании. ВУО варьируется в результате изменения доли воды в топливной решетке или ее плотности [4, 5]. Технологически сложно изменять шаг твэлов в ТВС, раздвигая или сдвигая твэлы для изменения ВУО и обеспечивая при этом высокую надежность ТВС.

ВУО можно менять путем введения в ТВС вытеснителей, аналогично как вводятся пэлы в ТВС ВВЭР-1000 [7]. В направляющие каналы ТВС вместо пэлов можно вводить вытеснители с

незначительным воздействием на поток нейтронов или твэлы с обедненным или природным ураном, изменяя при этом ВУО [3–6].

В начале кампании ВУО должно быть минимальным, при этом коэффициент воспроизводства (КВ) будет максимально возможным для данного состояния активной зоны. В дальнейшем, в течение кампании ВУО увеличивается с некоторым уменьшением коэффициента воспроизводства [4, 5]. В частности, для активной зоны APWR с МОХ-топливом (содержание Pu – 6,5–8,5 %) при ВУО = 1,0 коэффициент воспроизводства равняется KB = 0,7–0,8; при ВУО = 2,0 KB снижается до ~0,55 (см. рис. 11, 19 из работы [4]). Изменение $K_{эф\phi}$ при изменении ВУО от 1 до 2 равно $\Delta K \approx 20$ %, то есть примерно равно диапазону регулирования реактивности с помощью борной кислоты [15]. Эти оценки по диапазону ВУО согласуются с данными в работе [5], в которой рекомендуется диапазон изменения ВУО 1,0 – 2–2,5 (содержание делящихся изотопов 2–5 %). При этом спектр нейтронов изменяется от резонансно-теплового до теплового спектра [5]. Переход от исходного варианта активной зоны BBЭР-600 на активную зону со спектральным регулированием приводит к следующему положительному эффекту [7]:

- к уменьшению загрузки ²³⁵U на 12,5 %;

- к уменьшению топливной составляющей стоимости электроэнергии на ~3 %,

- к возможности отказа от борного регулирования. Расчеты выполнены для используемого в настоящее время открытого топливного цикла.

Указанные эффекты получены с применением ТВС оптимизированной конструкции [7]. Вместо 7 штатных твэлов размещен шестигранный канал-чехол с 7 твэлами с низкообогащенным топливом, которые применяются для воспроизводства топлива (рис. 1). Количество чехлов в TBC – 19, и они размещены равномерно по сечению TBC. Наружные два ряда твэлов отделяют вытеснители от водяной прослойки (зазора) между TBC. Твэлы основного массива в TBC имеют штатный размер оболочки Ø9,1 мм, шаг между твэлами уменьшен и вместо 12,75 мм равен 11,64 мм [7]. Оптимизация заключалась в подборе конструкции, в которой область регулирования охватывает большую часть сечения TBC, кроме наружного ряда твэлов TBC. Наружный ряд контактирует с водяной прослойкой (зазором) между TBC, толщина которой по размеру между ободами составляет 25 % от общего количества твэлов в TBC. Диапазон изменения водо-уранового отношения близок к рекомендуемому диапазону в работе [5] и составляет: ВУО = 2,32 при извлеченных вытеснителях и ВУО = 1,25 при введенных вытеснителях. Таким образом, предполагалось получение близкого к максимальному положительного эффекта, что необходимо для оценки перспективности данного способа.

Несколько меньший эффект (уменьшение загрузки 235 U на ~ 10–12 % вместо 12,5 % в работе [7]) получен при проработке варианта ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200 со спектральным регулированием (рис. 2) [8]. Канал-чехол выполнен из трубы, как в штатной ТВС ВВЭР. Каналычехлы в этом варианте размещены в ТВС с учетом технических решений по блоку защитных труб, который размещен над активной зоной и прижимает ТВС (см. для сравнения размещение каналов на рис. 1 и 2).

Таким образом, положительный эффект в 2 раза меньше определенного в работах [4, 5]. Меньший эффект получен вследствие возможной погрешности определения эффектов: в 25 % в работах [4, 5] и 12,5 % в [7], а также возможно и ограниченности (локализации) области регулирования – в основном около направляющих каналов, то есть в центральной части ТВС, и «не охватывает» все сечение ТВС и особенно зазор между ТВС. Это характерно для размещения направляющих каналов в ТВС на рис. 2. Наличие неизменного по размерам и свойствам слоя воды между ТВС также оказывает влияние на формирование поля нейтронов и энерговыделения в основном твэлов наружного ряда в ТВС (см. рис. 1 и 2).

Кроме отмеченного положительного эффекта экономии топлива данный способ приводит к необходимости следующих конструктивных и технологических изменений: к увеличению размеров активной зоны и соответственно корпуса для размещения каналов-чехлов с перемещаемыми вытеснителями; а также к существенному увеличению числа приводов на крышке реактора: 49–61 – для органов регулирования системы управления и защиты и 129–138 для перемещения как компоновки, так и размеров. Рассмотренные оценки сделаны для РУ ВВЭР-1200 с рассмотрением установки вытеснителей в 53–57 % ТВС от общего количества ТВС в активной зоне [7, 8].

СЕКЦИЯ 4. Исследования гидродинамики и теплообмена в обоснование повышения эффективности и безопасности ВВЭР



Рис. 1. Сечение модифицированной ТВС реактора ВВЭР-600 с введенными вытеснителями [7]



Рис. 2. Сечение ТВС, принятой для конструкторских проработок [8]

Введение вытеснителей в ТВС приводит к изменению распределения энерговыделения в твэлах данной ТВС, что необходимо также учитывать и возможно компенсировать размещением твэлов с разным обогащением.

В работе [6] с учетом выполненных оценок положительного эффекта сделано предположение, что в условиях, когда топливная составляющая себестоимости электрической энергии, производимой на АЭС, не превышает 15–20 %, «такие серьезные изменения ТВС и создание дополнительной системы управления вытеснителями вряд ли окажутся выгодными».

Изменение ВУО путем изменения агрегатного состояния воды в ТВС. В работе [6] также рассмотрен способ спектрального регулирования путем изменения агрегатного состояния воды в топливной решетке и отмечается неэффективность спектрального регулирования реактивности при кипении теплоносителя в ТВС ВВЭР. «Неэффективность» обусловлена кипением и наличием пузырьков пара только в верхней части, то есть область регулирования огра-

ничена верхней частью ТВС [6]. Максимальное паросодержание также достигается на выходе из ТВС. Соответственно, спектр нейтронов в этом случае меняется в верхней половине ТВС. Этот вывод подтверждается экспериментальными измерениями параметров спектра нейтронов в кассете кипящего реактора ВК-50, выполненными в теплонапряженной кассете реактора с использованием активационных детекторов [11].

При изменении плотности по высоте ТВС кипящего реактора ВК-50 в результате кипения теплоносителя от 0,8 г/см³ до 0,3 г/см³ эффективная температура тепловых нейтронов ($T_{3\phi}$ н-нов) меняется от 640 до 820 К. При этом изменение от 640 до 800 К происходит в нижней половине ТВС (в зоне кипения) и от 800 до 820 К – в верхней половине активной зоны. Параметр жесткости спектра в виде отношения плотности надтепловых нейтронов к плотности потока тепловых нейтронов увеличивается примерно в 2 раза при снижении плотности в 3 раза. Отмечается сложность спектра нейтронов, который, по мнению авторов [11], нельзя считать равновесным. В частности, форма спектра замедляющихся нейтронов отличается от спектра Ферми, то есть от зависимости E^{-1} [11].

Энергоблоки с современными BWR (ABWR) отличаются от BBЭР способом регулирования мощности. При увеличении или уменьшении мощности BWR более, чем на 25 % используются регулирующие стержни системы управления аналогично как в ВВЭР, то есть регулирование осуществляется за счет поглощения избыточных нейтронов ядрами поглощающих материалов. При меньшем изменении (до 25 %) мощность BWR регулируется путем изменения расхода теплоносителя в активной зоне (без перемещения регулирующих стержней) [16, 17]. Слежение за изменением нагрузки АЭС осуществляется со скоростью до 1 %/с [17]. При увеличении расхода область с кипением уменьшается по размерам, уменьшается доля пара в активной зоне, плотность теплоносителя при этом увеличивается локально; и в этой области спектр смещается к тепловому. Поэтому мощность возрастает, «пока образование пара не сбалансирует избыток реактивности» [4, 17]. В [4] указывается, что в рассматриваемых условиях уменьшение доли пара приводит к «смещению спектра нейтронов в тепловую область и увеличению реактивности» и, как следствие к последующему увеличению мощности BWR. Указанное регулирование реактивности в BWR с изменением мощности до 25 % со сравнительно высокой скоростью изменения мощности осуществляется без использования реакции поглощения избыточных нейтронов ядрами поглощающих материалов и является примером применения на практике спектрального регулирования реактивности.

Рассмотренные способы и устройства со спектральным регулированием реактивности отличаются оценками экономической эффективности. Экономия определяется уменьшением загрузки ²³⁵U: на 12,5 % в ОТЦ согласно данным [7]; на 25 % [4] и на 10 % согласно [5]. Выигрыш в глубине выгорания в работе [6] оценен от 6 % до 12 % и отмечается, что в ЗТЦ, когда стоимость топлива повысится и увеличится вклад топливной составляющей в себестоимости электроэнергии, ситуация не будет столь однозначной и непривлекательной с позиций экономической целесообразности, и будет выгодно внедрение спектрального регулирования в ВВЭР.

Следовательно, при внедрении спектрального регулирования реактивности экономический эффект значимо проявляется в виде экономии загрузки топлива (до 25 %). Поскольку вклад топливной составляющей в себестоимость электроэнергии составляет до 35 %, поэтому указанная экономия топлива в себестоимости электроэнергии не значительна (до 8 %). Практический интерес представляет реализация такой системы, которая обладает, наряду с экономией топлива, дополнительной функцией, например, реализацией переменных режимов изменения мощности. При этом сохраняется рассмотренная выше экономия топлива за счет рационального использования нейтронов.

Согласно EUR требуемый режим маневрирования энергоблока АЭС должен быть следующий: 100 % - 50 % - 100 % и желателен режим: 100 % - 20 % - 100 % [12]. При этом скорость изменения мощности установлена до $5 \% N_{nominal}$ /мин. Указанный режим 100 % - 50 % - 100 % и скорость изменения мощности обоснованы экспериментами с одиночными твэлами или пучками с малым числом твэлов в облучательных устройствах исследовательских реакторов и результатами расчетов [13]. В настоящее время на действующих энергоблоках АЭС с ВВЭР реализован режим 100 % - 75 % - 100 %, при этом мощность реакторной установки изменялась с помощью поглощающих стержней в пределах 100 % - 80 % - 100 % с меньшей скоростью изменения, чем указанная в EUR.

Таким образом, известны различные способы спектрального регулирования реактивности: a) путем применения в качестве теплоносителя и замедлителя смеси легкой и тяжелой воды: H₂O и D₂O с измененяемой концентрацией D₂O в течение кампании;

б) посредством локального изменения плотности H_2O в результате кипения теплоносителя в TBC и в) изменения водо-уранового отношения (ВУО) путем вытеснения воды в TBC в течение кампании реактора.

2. О возможности применения газо(паро)жидкостных потоков для спектрального регулирования реактивности

Предлагается замедляющие свойства теплоносителя регулировать путем применения газожидкостных потоков или парожидкостных потоков с изменяемой долей газа (пара) в течение кампании реактора [14]. Далее газ (пар) в тексте заменяется на газ. В начале кампании содержание газа в потоке максимальное. По мере выгорания доля газа снижается и увеличивается доля замедлителя – воды в потоке теплоносителя.

Теплоноситель подается на вход ТВС по штатной схеме. По независимой линии также на вход, например, через инжектор [14], подается газ с равномерно распределенной по сечению на входе ТВС подачей пузырьков газа. Размер подаваемых пузырьков газа (*d*) больше минимального, критического размера, менее которого пузырьки не могут образовываться или продолжительно существовать в жидкости (эффект «схлопывания»), и менее характерного размера в дистанционирующей решетке (Δ) для исключения разрушения пузырька при прохождении через решетку и последующего «схлопывания» ($\Delta \leq D - d_{\text{твэла}}$, D – шаг топливной решетки, $d_{\text{твэла}}$ – диаметр твэла). Объемная доля газа в потоке воды задается требуемым ВУО (ВУО ~ 1 в начале кампании; ВУО ~2 в конце кампании [5]). За счет перемешивания происходит частичное растворение газа в теплоносителе после ТВС и его последующее выделение в байпасной части контура. Выделившийся газ направляется компрессором на вход ТВС. Равномерность распределения газа по сечению ТВС и размер пузырьков обеспечиваются инжектором на входе в ТВС. Возможно применение бесчехловых ТВС с подачей пузырьков газа не только в ТВС, но и в зазор между смежными ТВС, что позволяет расширить область регулирования спектра.

Подача газа осуществляется в определенные ячейки активной зоны, как правило, в ячейки со свежими TBC с наибольшей мощностью, которые вносят максимальный вклад в реактивность. Целесообразно применение газа с высокой теплопроводностью, инертного и неактивируемого в процессе реакторного облучения, например, гелия. Возможно, что в процессе проработки будет обосновано применение более распространенного и применяемого на практике азота, теплопроводность которого существенно меньше, чем у гелия (в ~5 раз). Не исключается и применение водяного пара. Очевидно, что при использовании водяного пара вместо газа система может быть упрощена, так как минимально допустимое время существования пузырьков пара оценивается ~1 с, и после TBC они могут конденсироваться в теплоносителе.

Таким образом, выбор газа (гелий, азот и др.) или водяного пара (насыщенный или перегретый) должен быть сделан в процессе детальной проработки, проведения и анализа результатов испытаний.

Рассматриваемая система должна обеспечить выполнение требований EUR [12] по реализации указанного выше, жесткого режима маневрирования.

Контроль изменения мощности в ТВС с регулируемой подачей газа осуществляется посредством датчиков прямого заряда (ДПЗ), устанавливаемых в теплонапряженных ТВС. ДПЗ используются и для получения информации.

Гидравлическое сопротивление TBC изменяется при смене однофазного теплоносителя на двухфазный (парожидкостный или газожидкостный) теплоноситель. На номинальной мощности необходимо обеспечить теплотехническую надежность охлаждения TBC двухфазным теплоносителем (начало кампании с компенсацией запаса реактивности на кампанию путем подачи газа (пара) на вход TBC).

Опасным режимом на номинальной мощности реактора представляется отказ в системе подачи газа с прекращением его подачи в TBC ($\tau = 0$). Наиболее опасным может быть данный режим в начале кампании. При этом ($\tau \le 0$, то есть до отказа в системе подачи газа) в свежих TBC ВУО имеют низкое значение, так как охлаждение свежих TBC осуществляется газожид-костной средой. В этом состоянии при прекращении подачи газа в TBC, ее мощность в дальнейшем возрастет, так как возрастает ВУО. В результате перехода на однофазный теплоноситель (воду) также увеличится и расход теплоносителя в TBC, то есть улучшаются условия охлаждения твэлов в TBC.

Изложенная взаимосвязанность перехода двухфазного потока на однофазный поток и рост при этом как расхода теплоносителя в TBC, так и локальной мощности TBC с задержкой относительно роста расхода могут инициировать срабатывание аварийной защиты по синалу «Отказ газовой системы» и по независимому сигналу «Рост локальной мощности TBC» без перегрева и разрушения (разгерметизации) твэлов. Подробный анализ и принимаемые технические решения будут разработаны на следующем этапе.

Изменение плотности газожидкостного потока можно реализовать с большей скоростью, чем скорость изменения содержания борной кислоты в теплоносителе или скорость перемещения механических органов системы управления и защиты. Очевидно, что при этом можно организовать технологический процесс с существенно меньшими отходами, чем при использовании борной кислоты. Предельная скорость уменьшения объемной доли газа в теплоносителе должна согласоваться с предельно допустимой скоростью нарастания плотности нейтронного потока (согласно НП-082-07скорость увеличения реактивности не должна превышать 0,07 $\beta_{э\phi}/c$).

Таким образом, рассмотренные в разделах 1 и 2 способы спектрального регулирования реактивности целесообразно использовать не только для экономичного использования топлива и увеличения энерговыработки ТВС, но и для реализации маневренных режимов эксплуатации АЭС. Практической реализации рассмотренных способов и устройств на их основе должны предшествовать разработка системы подачи газа в ТВС и расчетно-экспериментальное обоснование режимов эксплуатации и их безопасности.

3. Предложения по программе расчетно-экспериментального обоснования спектрального регулирования реактивности

В соответствии с «Общими положениями обеспечения безопасности атомных станций» (НП-001-15) технические и организационные решения, принимаемые для обеспечения безопасности атомной станции (AC) должны быть апробированы прежним опытом, испытаниями и исследованиями. Применительно к рассматриваемой теме, характеризующейся новизной, существенное значение имеют исследования и реакторные испытания.

3.1. Программа НИОКР по обоснованию способа спектрального регулирования с помощью введения-выведения вытеснителей из ТВС должна включать исследования полей энерговыделения в активной зоне при различном положении вытеснителей в ТВС с определением энерговыделения в твэлах ТВС активной зоны и температурных условий их эксплуатации. Конечным результатом расчетного анализа должна быть программа по перемещению вытеснителей в активной зоне и обоснование теплотехнической надежности активной зоны при реализации программы.

3.2. Для обоснования применения газожидкостного регулирования предлагаются следующие основные расчетно-экспериментальные исследования и испытания:

 нейтронно-физические и теплогидравлические расчеты с определением количества ТВС с регулированием, определение следующих параметров: доли газа в теплоносителе в ТВС с регулированием и его расхода и анализ режимов с нарушением нормального функционирования системы, в том числе прекращения расхода газа на номинальном уровне мощности;

– исследования в обоснование проекта газовой системы: определение режимов инжекции (впрыска) пузырьков газа в ТВС и их распределения по сечению ТВС при движении;

 - испытания системы регулирования, например, на физической модели или в канале (ячейке) исследовательского реактора;

– исследования в обоснование системы дегазации теплоносителя, разработка и испытания макета системы дегазации.

Заключение

Рассмотрен способ спектрального регулирования реактивности в реакторах ВВЭР со штатным таблеточным топливом (UO₂) и различные устройства для его реализации. На основе обзора работ, выполненных в основном во второй половине 20-го века, установлено, что рассматриваемый способ позволяет экономить до 25 % топлива (указана максимальная оценка в рассмотренных работах применительно к ОТЦ, диапазон рассмотренных оценок – 10–25 %). Вследствие сравнительно невысокого вклада топливной составляющей в себестоимости генерируемой электрической энергии в условиях ОТЦ эффект от экономии топлива может быть не столь существенен.

Вклад топливной составляющей может изменяться вследствие различных факторов. Согласно опубликованным данным в 90-е годы вклад топливной составляющей составлял от 18 до 35 % от тарифа [3]. В новых проектах, например, ВВЭР-1200 и др. установленный срок эксплуатации длителен и составляет 60 лет. Поэтому за длительный срок эксплуатации может проявиться коньюнктурный характер изменения некоторых эксплуатационных характеристик и условий эксплуатации, как это установлено на практике в 90-е годы.

Эффект несколько больше при переходе к замкнутому топливному циклу из-за увеличения стоимости топливной составляющей, и для французского энергоблока с PWR электрической мощностью 1390 МВт это увеличение составило ~14 % [3].

В условиях, когда положительный эффект от экономии топлива зависит от множества факторов, в том числе переменных во времени, практический интерес имеет внедрение многоцелевой технологической системы, позволяющей наряду с рассматриваемой возможностью экономии топлива за счет спектрального регулирования реализовать требуемые по EUR режимы маневрирования с выгодой, например, по скорости и диапазону регулирования, относительно используемой в настоящее время технологии (изменение концентрации борной кислоты и перемещение органов СУЗ).

В качестве такой системы предлагаются: а) введение в ТВС вытеснителей воды с целью уменьшения ВУО в начале кампании [7, 8] или б) использовать дополнительную газовую систему на реакторе, которая позволяет подавать пузырьки газа в теплонапряженные ТВС и вследствие снижения ВУО в этих ТВС ужесточать в них спектр нейтронов в начале кампании реактора [14]. В течение кампании, по мере выгорания топлива постепенным снижением расхода газа и, соответственно, уменьшением объемной доли газа в теплоносителе достигается смягчение спектра нейтронов. В результате испытаний и проработки конструкции газ может быть заменен на водяной пар (насыщенный или перегретый). Выбор осуществляется на основе результатов расчетов и испытаний.

Указанная система должна обеспечивать реализацию суточного маневренного режима изменения мощности: 100 % - 50 % - 100 % с заданной скоростью изменения мощности до 5 % $N_{nominal}$ /мин. Исходное состояние – номинальный уровень мощности. Введение положительной реактивности для увеличения мощности 50 % – 100 % реализуется в соответствии с ограничивающими требованиями ПБЯ (НП-082-07) по скорости введения положительной реактивности.

Контроль изменения мощности в TBC осуществляется посредством измерений датчиков прямого заряда, установленных в теплонапряженных TBC.

Данная работа является обзорной, в которой изложены опубликованные способы реализации спектрального регулирования реактивности ВВЭР, а также программа первоочередных исследований. В дальнейшем целесообразно выполнение расчетно-экспериментальных исследований для обоснования приемлемого и экономически выгодного для практических приложений способа спектрального регулирования реактивности.

Список литературы

- 1. Mycle Schneider, Antony Frogatt, Tadahiro Katsuta, M.V. Ramana, Steve Thomas The World Nuclear Industry. Status Report // Paris, London, July 2015 «What is Generation III+?» P. 56.
- 2. Синев Н.М. Экономика ядерной энергетики: Основы технологии и экономики производства ядерного топлива. Экономика АЭС. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 480 с.
- 3. Гордеев Б.К. Введение в экономику ядерного топливного цикла атомной энергетики. М.: ЦНИИатоминформ, 2001. 128 с.
- Ран Ф. и др. Справочник по ядерной энерготехнологии / под редакцией В.А. Легасова. М.: Энергоатомиздат, 1989. – Раздел 11.7 Проекты усовершенствованных реакторов. – С. 343–346.
- 5. Аминов Р.З. и др. АЭС с ВВЭР: Режимы, характеристики, эффективность. М.: Энергоатомиздат, 1990. 264 с.
- Вин Ту Сравнительный анализ эффективности использования различных схем спектрального регулирования запаса реактивности в реакторах на тепловых нейтронах, автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук. – М., 2013. – 20 с.
- Васильченко И.Н., Махин В.М., Кушманов С.А., Вьялицын В.В., Васильченко Р.И., Алексеев П.Н., Горохов В.Ф., Духовенский А.С., Кобзарь Л.Л., Никонов А.П., Чибиняев А.В. Расчетно-конструкторские проработки активных зон ВВЭР со спектральным регулированием: Доклад на конференцию «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР» МНТК-2011,

Подольск // Тезисы 7-й МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», Подольск, 2011 – С. 68–69; CD-ROM «Материалы конференции 7-й МНТК».

- 8. Вьялицын В.В., Терентьев А.В., Григорьев А.П. Конструкторские проработки и расчетные оценки гидравлических характеристик ТВС-СПЕКТР (со спектральным регулированием) // МНТК молодых специалистов, ОКБ «ГИДРОПРЕСС». Подольск, 2015.
- 9. Ганев И.Х Физика и расчет реактора. М.: Энергоиздат, 1981. 368 с.
- 10. CANDU-затянувшийся эксперимент или энергетический реактор? Доктор Ф.Р. Грининг. Atominfo.ru, 01.08.2008.
- 11. Лещенко Ю.И., Садулин В.П., Нигматуллин Н.Р., Куликов В.И. Измерение параметров спектра нейтронов в кассете кипящего реактора // Сборник докладов всесоюзной школы по внутриреакторным методам исследований, НИИАР, Димитровград, 1978. С. 531–540.
- EUROPEAN UTILITY REQUIREMENTS (EUR) the organization and its products // Proc. of ICAPP, May 13–18, 2007, Paper 7595; URL: http://www.europeanutilityrequirements.org/ Documentation/EURdocument.aspx.
- 13. Бурукин А.В., Лядов Г.Д., Лобин С.В., Овчинников В.А (ГНЦ РФ НИИАР), Новиков В.В., Медведев А.В., Нестеров Б.И. (ВНИИНМ). Результаты исследований твэлов ВВЭР с глубоким выгоранием в процессе и после испытаний в реакторе МИР с циклическим изменением мощности // Семинар «PELLET-CLAD INTERACTION IN LWR FUELS» 9–11 марта 2004 г, Кадараш, Франция.
- 14. Махин В.М., Вьялицын Д.В., Махин И.В. Реакторная установка с изменяемым спектром нейтронов, заявка 2016118671 от 13.05.2016, патент 2630893, опубликовано 14.09.2017 Бюл. № 26.
- 15. Овчинников Ф.Я., Семенов В.В. Эксплуатационные режимы ВВЭР. М.: Энергоатомиздат, 1988. – 359 с.
- Справочник по теплогидравлическим расчетам в ядерной энергетике. Том 2. Ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы / Под общ. ред. д. т. н., проф. Кириллова П.Л. – М.: ИздАт, 2013. – 688 с.
- 17. Уивер Л. Управление реактором // В сб. «Безопасность ядерной энергетики» / Под ред. Дж. Раста и Л. Уивера. М.: Атомиздат, 1980. С. 65–80.
- Глебов А.П., Клушин А.В. Реактор с быстро-резонансным спектром нейтронов, охлаждаемый водой сверхкритического давления при двухходовой схеме движения теплоносителя // Атомная энергия. – 2006. – Т. 100. – Вып. 5. – С. 349–355.

Авторы благодарны И.Н. Васильченко, М.А. Увакину, В.В. Вьялицыну и Д.О. Веселову за полезезные предложения по материалам статьи.

Моделирование теплообменных процессов в вертикальных каналах, охлаждаемых водой СКД

Николаева А. В., Чуркин А. Н. ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, churkin@grpress.podolsk.ru

Аннотация

Одним из наиболее вероятных эволюционных путей развития атомной энергетики является переход к РУ СКД, позволяющих увеличить КПД современных АЭС от имеющих место сегодня 33–35% до 40–45% с одновременным снижением капитальных и эксплуатационных затрат. В связи с явными преимуществами реакторы СКД рассматриваются GIF в качестве одной из возможных концепций реакторов четвертого поколения. Однако, для реакторов данного типа существует ряд нерешенных проблем [1], затрудняющих развитие данной технологии. Одна из таких проблем – сложность моделирования теплогидравлических процессов в области критических и псевдокритических параметров воды СКД. Процессы в данном диапазоне изменения теплофизических свойств воды малопрогнозируемы с применением существующих моделей. В рамках GIF [2] в качестве возможного пути решения проблемы рассматривается применение CFD методов.

В рамках данной работы разработана методика задания теплофизических свойств воды СКД в СFD кодах и модель вертикальных каналов. На основе международных рекомендаций проведены верификационные и валидационные исследования модели. По результатам исследований даны рекомендации по выбору основных параметров модели и области ее применения.

Ключевые слова: вода, СКД, СFD, реакторная установка, IAPWS-IF97, IAPWS-95, теплообмен, вертикальный канал.

Введение

Одним из наиболее перспективным направлением развития легководных ядерных энергетических установок является переход к сверхкритическому давлению (СКД) теплоносителя, что позволит увеличить коэффициент полезного действия энергоблоков с имеющих место сегодня 33–35 % до 42–45 % с одновременным снижением капитальных и эксплуатационных затрат. Потенциальные преимущества реакторов с водой СКД (в международном обозначении – SCWR) позволили им войти в перечень наиболее перспективных направлений Международного Форума «Поколение IV» [2].

Российскими организациями подготовлены три концептуальных предложения по проекту АЭС с ВВЭР-СКД [3]. Предложена трехэтапная схема разработки энергетического реактора и разработаны основные технические требования и концептуальные решения по опытному прототипу реактора [4].

Наряду с рядом преимуществ реакторов, охлаждаемых водой сверхкритического давления, выделены проблемы [5, 6], которые необходимо решить для развития данной технологии.

Одной из таких проблем является сложность моделирования процессов теплообмена при высоких тепловых потоках.

Предложенные инженерные методы моделирования теплообмена имеют достаточно большую неопределенность, связанную со значительным разбросом экспериментальных данных. По-видимому, на теплообмен вблизи критической точки сильное влияние оказывают параметры эксперимента, которые в докритических условиях менее значимы (наличие примесей в теплоносителе, состояние поверхности теплообмена, пульсации расхода и др.). Развернутый анализ применимости различных эмпирических корреляций, описывающих теплообмен и гидравлику в каналах, омываемых водой СКД, приведен в работах [7, 8]. На основании новых данных и подходов предлагаются новые корреляции (например, [9–11]).

Современные CFD методы также сталкиваются с трудностями моделирования теплообмена [5, 12] особенно в пучках обогреваемых стержней [13].

1. Методика задания теплофизических свойств воды СКД в СFD кодах

Далеко не все коммерческие CFD коды позволяют удовлетворительно описать изменение теплофизических свойств воды вблизи критической точки, что сказывается на результатах расчетов. В качестве примера, рассмотрим код star-ccm+, где предусмотрена возможность задания теплофизических свойств воды в соответствии со стандартом IAPWS-IF97 [14] с помощью встроенных функций. Тестирование работы этих функций для star-ccm+ v.10.02 и star-ccm+ v.8.06 показало, что в области СКД они не применимы (рис. 1). Максимальные отличия между теплофизическими параметрами, реализуемыми в рамках стандартных функций star-ccm+ (IAPWS-IF97(Water/Steam)) и вычисляемыми согласно стандарту IAPWS-IF97 [14] превышают 69 % по плотности (ρ) и 1898 % по теплоемкости (C_p). Таким образом, для решения актуальных задач атомной энергетики необходима разработка методики, позволяющей задавать теплофизические свойства воды СКД в рамках CFD кода.



Рис. 1. Сопоставление распределений теплофизических параметров, полученных согласно стандарту IAPWS-IF97 и при тестировании стандартной опции star-ccm+: *а* – зависимость плотности воды от температуры; *б* – зависимость теплоемкости воды от температуры;

1 – параметры, задаваемые с помощью стандартных функций ПК star-ccm+ (-----);

2 - теплофизические параметры воды в соответствии с IAPWS-IF97 (-----

Оценка свойств среды на основе сложных уравнений состояния (IAPWS-95 и IAPWS-IF97 [14, 15]) непосредственно в процессе CFD моделирования может привести к значительным вычислительным затратам. Для предотвращения этого в коммерческих кодах (Star-ccm+, Star-CD, Ansys CFX и Ansys FLUENT) предлагается использовать табличные или полиномиальные формы представления данных, определяющих зависимость между температурой (T), давлением (P) и теплофизическими параметрами среды (λ , ρ , μ , *Cp* и т.д.). При этом каждый из имеющихся на сегодняшний момент коммерческих кодов характеризуется индивидуальным форматом задания исходных данных.

В рамках разработки методики задания теплофизических свойств теплоносителя СКД авторами реализована следующая возможность задания теплофизических свойств:

– полиномиальные зависимости теплофизических свойств воды СКД от температуры при фиксированном давлении для случая, когда сопротивление канала $\Delta P \leq 0,2$ МПа (опция 1);

– табличные зависимости теплофизических свойств от температуры и давления для случая, когда сопротивление канала $\Delta P \ge 0,2$ МПа (опция 2). Такая форма записи актуальна для моделирования активной зоны РУ СКД при наличии дистанционирующих и перемешивающих элементов.

В рамках разработки методики было показано, что для воспроизведения особенностей изменения теплофизических свойств воды СКД необходимо использовать табличные данные (опция 2) с дискретизацией данных по давлению – ΔP не более 0,02 МПа и по температуре ΔT не более 0,1 К. С учетом выбранной дискретизации по давлению и температуре файлы с табличными зависимостями имеют большой размер. Для уменьшения их размера используются алгоритмы прореживания данных (при этом шаг ΔP вдоль оси давлений Р остается постоянным и равным $\Delta P = 0,02$ МПа).

Для прореживания файлов исходных данных с целью представления их в табличной форме записи ПО star-ccm+ v.10.02 в рамках разрабатываемой методики применяется алгоритм,

ограничивающий предельные приращения первых производных параметров (ρ , μ , Cp, λ , a, h) по температуре ($\partial \rho / \partial T$, $\partial \mu / \partial T$, $\partial C_n / \partial T$, $\partial \lambda / \partial T$, $\partial a / \partial T$, $\partial h / \partial T$) в зависимости от температуры T.

Выбор такого алгоритма продиктован тем, что отдельные параметры (например, удельная теплоемкость (*Cp*)) в ПО Star-ccm+ не могут задаваться напрямую в табличной форме, а определяются на основе косвенных вычислений (например, зависимость удельной теплоемкости от температуры (*Cp*(*T*)) определяется в результате дифференцирования зависимости энтальпии от температуры (*h*(*T*)) по параметру *T*). При этом, применение алгоритма, ограничивающего предельные приращения параметров (ρ , μ , *Cp*, λ , *a*, *h*) в зависимости от температуры *T*, может привести к значительным погрешностям в результатах моделирования.

При разработке методики задания в CFD кодах теплофизических свойств воды CKД в полиномиальной форме (опция 1) можно считать, что исходные данные, приведенные в каталогах IAPWS-95 и IAPWS-97 точные, то есть их погрешности не превышают погрешности экспериментальных данных, положенных в основу стандартов IAPWS-95 и IAPWS-IF97. В этом случае целесообразно применять методы интерполяции [16].

В силу особенностей зависимости удельной теплоемкости (*Cp*) и теплопроводности (λ) воды СКД от температуры (*T*) вблизи критической и псевдокритических точек невозможно задать эти зависимости в виде глобальных полиномов степени *n* [16]. Следовательно, при разработке методики необходимо рассматривать кусочно-многочленную интерполяцию.

На основе проведенного анализа в качестве основы методики составления полиномов, описывающих изменение теплофизических свойств воды вблизи критической точки на интервале температур [T_1 , T_n] (где n – количество узлов интерполяции, $T_1 = 473,15$ K, $T_n = 973,15$ K), выбран метод интерполяции кубическими сплайнами, где обеспечивается равенство первой и второй производной в узлах интерполяции с нулевыми граничными условиями (производные в начальной и конечной точке рассматриваемого интервала равны нулю) [16].

Программная реализация методики определения теплофизических свойств осуществлялась на основе ПО JDK 1.3 (Java). Для удобства использования программ в них предусмотрено наличие графического интерфейса. Разработанный интерфейс может быть полностью интегрирован в ПК star-ccm+ v.10.02 или вызываться как внешняя по отношению к star-ccm+ программа. Использование подобного ПО снижает вероятность возникновения пользовательских ошибок и временные затраты на создание моделей в star-ccm+. В результате применения программы осуществляется автоматическая запись необходимых исходных данных в препроцессоре star-ccm+ v.10.02 или задание исходных данных о теплофизических свойствах воды СКД в заданном диапазоне изменения через внешние файлы в необходимом формате (рис. 2).



а – для задания полиномов; б – для задания табличных данных

Разработанная программа позволяет осуществлять формирование и запись исходных данных в табличной или полиномиальной форме (в формате ПО Star-ccm+ v.10) в соответствии с выбранным стандартом теплофизических свойств в выбранном диапазоне изменения давлений рабочей среды.

2. Разработка CFD модели канала круглого сечения, охлаждаемого

Объект исследования

В рамках исследования в качестве объекта исследования рассматриваются вертикальные каналы круглого сечения, охлаждаемые водой СКД – вертикальные трубы (рис. 3). Поперечное сечение трубы постоянно по всей ее длине. Рассматриваемая рабочая среда – вода СКД. Труба изготовлена из стали.



Рис. 3. Схематичное описание объекта исследования и расчетной области: *а* – схема объекта исследования; *б* – схема расчетной области; *в* – увеличенный фрагмент базовой сеточной модели; *g* – направление действия гравитационных сил

Объект исследования характеризуется следующими геометрическими параметрами:

- внутренний диаметр трубы *D*₁, мм;
- внешний диаметр трубы *D*₂, мм;
- длина входного необогреваемого участка трубы L_{вх}, м;
- длина равномерно обогреваемого участка трубы *L*_{об}, м;
- длина выходного необогреваемого участка трубы *L*_{вых}, м.

По внешней поверхности трубы на участке *L*_{об} равномерно подведен тепловой поток *Q*, Вт.

Внутренняя поверхность трубы охлаждается водой СКД. Расход воды СКД – $G_{\rm BX}$, кг/с, температура воды СКД на входе в канал, образованный внутренней поверхностью трубы составляет $T_{\rm BX}$, °С.

Расчетная область

Расчетная область включает в себя проточную часть канала, охлаждаемого водой СКД и металлическую трубу. Область ограничена осью симметрии трубы (Γ_1), внешней поверхностью трубы (Γ_2), входной границей (Γ_3) и выходной границей (Γ_4) и состоит из двух частей Ω_1 и Ω_2 , объединенных через интерфейс (Γ_5):

– часть, описывающая процессы, протекающие в проточной части трубы (Ω_1), ограничена внутренней поверхностью трубы (Γ_5), входной границей (Γ_{31}), выходной границей (Γ_{41}) и осью симметрии трубы (Γ_1); – часть, описывающая процессы, протекающие в металлической части трубы (Ω_2), ограниченна внутренней (Γ_5) и внешней (Γ_2) поверхностями трубы, а также входной (Γ_{32}) и выходной (Γ_{42}) границами.

Внешней поверхность трубы (Г₂) состоит из двух частей:

Γ₂₁ – адиабатическая поверхность;

– Γ_{22} – поверхность к которой равномерно подводится удельный тепловой поток $q = 400 \text{ kBt/m}^2$.

Для снижения влияния особенностей задания входного граничного условия на результаты расчетов входное граничное условие (Γ_3) отстоит на 40 гидравлических диаметров трубы $D_r = D_1$ от начала обогреваемого участка (Γ_{22}). Выходное граничное условие ($\Gamma_4 = \Gamma_{41} + \Gamma_{42}$) отстоит на 20 гидравлических диаметров трубы D_r от обогреваемого участка (Γ_{22}) для исключения влияния особенностей задания выходного граничного условия на результаты расчетов.

На входной границе Γ_{31} задается равномерный профиль температур ($T(r) = T_{BX}$) и скоростей рабочей среды ($V(r) = V_{BX}$):

$$V_{\rm BX} = \frac{G_{\rm BX}}{\rho_{\rm BX} \cdot F_{\rm TP}},\tag{1}$$

где ρ_{BX} и F_{TP} – плотность рабочей среды на входе в канал и площадь поперечного сечения трубы, соответственно, G_{BX} .

Математическая модель

Математическая модель разработана при следующих допущениях:

- среда считается сплошной;
- вода СКД считается ньютоновской жидкостью;

 теплофизические параметры рабочей среды зависят от температуры в соответствии с IAPWS – 95 при фиксированном давлении P_{вых} (рис. 3);

процессы, протекающие в объекте исследования, характеризуются осевой симметрией относительно оси трубы;

- режим течения стационарный;
- режим течения турбулентный;

– для моделирования теплогидравлических процессов, протекающих в объекте исследования, применяются RANS модели турбулентности (в данной статье приведены результаты, полученные с применение *k*-ω SST модели турбулентности);

– турбулентное число Прандтля задается, как постоянное число во всей области Ω_1 и равным \Pr_t ;

– теплопроводность (λ) и теплоемкость (C_p) стали, из которой изготовлена теплообменная труба, задаются постоянными во всей области Ω_2 ;

 объект считается неподвижным: механическое (вибрационное) влияние на него потока теплоносителя не учитывается (положение и границы объекта исследования не изменяются во времени – вибрации металлоконструкций отсутствуют);

 стенки проточной части считаются гидравлически гладкими поверхностями (рассматривается случай, когда отсутствует эрозионный износ и занос поверхностей солями);

тепловой контакт между областями Ω₁ и Ω₂ считается идеальным.

Для области Ω₁ математическая модель состоит из следующей системы уравнений, описывающей нестационарное турбулентное движение вязкой жидкости:

уравнения движения:

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\rho u_j u_i - \tau_{ij} \right) = \frac{\partial p}{\partial x_i} + S , \qquad (2)$$

В уравнении (2) компоненты тензора напряжений для ньютоновской жидкости:

$$\tau_{ij} = 2\mu S_{ij} - \frac{2}{3}\mu \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} - \rho \overline{u'_i u'_j}, \qquad (3)$$

и тензора скоростей деформации S_{ii}:

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \tag{4}$$

где δ_{ij} – оператор Кронекера; x_i – оси декартовой системы координат (i = 1, 2, 3); u_i – проекция вектора скорости u на ось x_i ; p – статическое давление; t – время; μ – динамическая вязкость; ρ – плотность; S – источник объемных сил.

Турбулентные напряжения $-\rho u'_i u'_j$, обусловленные наличием пульсационных составляющих вектора скорости u'_i , u'_i определяются по следующим зависимостям:

$$-\rho \overline{u'_{i}u'_{j}} = 2\mu_{t}S_{ij} - \frac{2}{3} \left(\mu_{t} \frac{\partial u_{k}}{\partial x_{k}} + \rho k \right) \delta_{ij}; \qquad (5)$$

уравнение неразрывности:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_{j}} \left(\rho u_{j} \right) = 0 ; \qquad (6)$$

- уравнение состояния: IAPWS-95 [14, 15];
- уравнение сохранения энергии:

$$\frac{\partial \rho h}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho h_i u_j + F_{h,j} \right) = \frac{\partial p}{\partial t} + u_j \frac{\partial p}{\partial x_j} + \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + Q , \qquad (7)$$

где h – удельная энтальпия; λ – коэффициент теплопроводности; T – температура; Q – объемный источник тепла; $F_{h,j}$ – диффузионный поток тепла (вычисляется по формуле (8)):

$$F_{h,j} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x_j} - \frac{\mu_t}{\Pr_t} \frac{\partial h}{\partial x_j}, \qquad (8)$$

где
$$\Pr_t$$
 – число Прантля, турбулентного.

Для области Ω₂ уравнение теплопроводности имеет вид:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \cdot \nabla^2 T + \frac{q_v}{c \cdot \rho},\tag{9}$$

где а – коэффициент температуропроводности:

$$a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho},\tag{10}$$

где λ – коэффициент теплопроводности; *T* – температура; *t* – время; *q_v* – удельный объемный тепловой поток; ρ – плотность; *c* – удельная теплоемкость.

Оператор Лапласа в декартовой системе координат записывается как:

$$\nabla^2 t = \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2}.$$
 (11)

Система уравнений (2)–(11) приведена в общей форме, поскольку двумерная осисемметричная постановка применима только для объектов с осевой симметрией (труба круглого сечения), а конечной целью исследования является разработка методики для CFD расчетов TBC, охлаждаемых водой СКД, где отсутствует осевая симметрия проточной части. Для тестовых задач часть параметров в приведенных уравнениях (2)–(11) равна нулю в силу принятых допущений.

Замыкающие соотношения

На внешней поверхности трубы (Γ_{22}) задается удельный тепловой поток q (граничное условие второго рода).

На граничных поверхностях (Г₃₂, Г₄₂, Г₂₁) реализуются адиабатические граничные условия.

На граничной поверхности (Γ_{31}) задано условие первого рода для уравнения энергии: $T = T_{\text{вх}}$.

На входной поверхности Г₃₁ задано граничное условие первого рода:

$$u_3(r) = V_{\rm BX}, \qquad (12)$$

$$u_1(r) = u_2(r) = 0, \ r \in \Gamma_{31}.$$
 (13)

В уравнениях, описывающих турбулентное течение, на плоскости Γ_{31} задаются интенсивность I и длина перемешивания l.

На выходе из расчетной области задано граничное условие Г₄₁ второго рода:

$$\frac{\partial u_i}{\partial n} = 0, \quad r \in \Gamma_{41}, \tag{14}$$

где n – вектор, нормальный к поверхности Γ_{41} ; i – номер оси декартовой системы координат (i = 1, 2, 3).

На поверхностях Г₅ задано условие прилипания:

$$u_i(r) = 0, \quad r \in \Gamma_5. \tag{15}$$

В рамках данного исследования рассмотрено три модели турбулентности, которые показали наиболее близкие к экспериментальным данным распределения температур, давлений и коэффициентов теплоотдачи при моделировании тепломассообмена в каналах, охлаждаемых водой СКД: *k*- ω SST, RSM и V2F. Подробное описание этих моделей приведено в документации к используемому ПО star-ccm+ v.10.02 [17].

Сеточная модель

Для дискретизации расчетной области применялись двумерные структурированные сеточные модели. Пример топологии сеточной модели приведен на рис. 3 *в*. Все рассмотренные сеточные модели состоят из прямоугольных и квадратных ячеек. Сеточные линии во всех рассмотренных сеточных моделях пересекаются под прямым углом (90°).

Коэффициент разгона сетки, определяющий степень увеличения размеров ячеек в направлении перпендикулярном к границе Γ_5 (рис. 3), принимался равным 1,1 для всех рассмотренных сеточных моделей. Слой ячеек вблизи граничной поверхности Γ_5 в радиальном направлении состоит из 30–70 слоев ячеек в области Ω_1 и 3–7 слоев ячеек в области Ω_2 . Размеры ячеек, прилегающих к граничной поверхности Γ_5 , в области Ω_1 выбирались таким образом, чтобы величина безразмерного расстояния до стенки *Y*+ составляла 0,1–0,8.

В ядре потока форма сеточных элементов максимально приближена к квадратной, то есть в ядре потока вытянутых ячеек нет. Вытянутые прямоугольные ячейки имеются только вблизи граничной поверхности Г₅.

Сеточные модели для областей Ω_2 и Ω_1 стыкуются на границе Γ_5 узел в узел (структурированный интерфейс). Что позволяет снизить погрешности при передаче данных на граничной поверхности Γ_5 при моделировании.

В рамках исследования сеточной сходимости рассмотрено 4 вложенных сеточных модели размерностью от 0,262 до 3,88 миллионов контрольных объемов. По результатам исследования сеточной сходимости показано, что размерность сеточной модели для данной задачи должна быть не менее 1,3 млн. к.о.

3. Верификация и валидация CFD модели канала круглого сечения, охлаждаемого водой СКД

В рамках верификации и валидации разрабатываемых СFD моделей выполнено моделирование теплогидравлических процессов в вертикальной трубе охлаждаемой водой СКД, рассмотренной в рамках экспериментальных исследований [18, 19]. Поперечное сечение трубы постоянно по всей ее длине. Внешний и внутренний диаметры трубы [19] составляют $D_2 = 38,1$ мм и $D_1 = 25,4$ мм соответственно. Длина обогреваемого участка – $L_{o6} = 2$ м. Течение теплоносителя – опускное. В [18, 19] приведены результаты пяти экспериментальных исследований пригодных для верификации моделей теплообмена в каналах круглого сечения, охлаждаемых водой СКД. Во всех пяти экспериментальных исследованиях рассматривались вертикальные трубы разной длины и диаметров с различными условиями подогрева и охлаждения водой СКД. Особое внимание в исследованиях [18, 19] уделено изучению влияния направления течения воды СКД в трубе (подъемное/опускное). Краткое описание основных характеристик экспериментальных исследований, рассмотренных в [18, 19], приведено в таблице 1. В таблице 1 символом «П» обозначено подъемное течение воды СКД в канале, а символом «О» – опускное.

Таблица 1

Паралет	Условное	Размер-	Верификационные задачи				
Параметр	обозначение	ность	B31	B32	B33	B34	B35
Источник экспериментальных данных	_	_	[19]	[19]	[19]	[19]	[18]
Внутренний диаметр трубы	D_1	ММ	25,4	25,4	25,4	25,4	10,0
Внешний диаметр трубы	D_2	ММ	38,1	38,1	38,1	38,1	
Длина обогреваемого участка трубы	Loo	М	2	2	2	2	4
Удельный массовый расход	$G_{\scriptscriptstyle { m BX}}$	$\kappa\Gamma/c \cdot M^2$	820	380	892	380	1500
Температура воды СКД на входе в трубу	T _{bx}	°C	250	200	250	200	352
Давление воды СКД на выходе из трубы	Рвых	МΠа	25	25	25	25	24,05
Удельный тепловой поток, подводимый к обогреваемому участку трубы	q	кВт/м ²	400	400	400	400	884
Направление течения воды СКД	_	_	П	П	0	0	П

Описание основных характеристик экспериментальных исследований, рассмотренных в [18, 19]

С внешней стороны теплообменные трубы [18, 19] имеют теплоизоляцию. В экспериментальных исследованиях [18, 19] удельный тепловой поток q обеспечивается за счет электроподогрева.

В рамках валидации разработанной модели, согласно [20], были проведены исследования:

– сеточной сходимости. В рамках исследования сеточной сходимости рассмотрено 4 вложенных сеточных модели размерностью от 0,262 до 3,88 млн к.о. В результате исследований сеточной сходимости для тестовых задач ВЗ 1, ВЗ 2 и ВЗ 5 выбраны сеточные модели размерностью 1,38–2,93 млн к.о. (для модели размерностью 1,38–2,93 млн к.о. достигнута сеточная сходимость (рис. 4). Среднеквадратичное отклонение между результатами численных исследований с применением сеточных моделей 1,38–2,93 млн к.о. не превышает 1 % вдоль всего обогреваемого участка по всем рассмотренным параметрам (α , T_w , T_b и ΔP)). Для выбранных сеточных моделей значения Y+ меняется в диапазоне от 0,2 до 0,8. При этом толщина пристеночной ячейки в радиальном направлении составляет 2·10⁻⁸–6·10⁻⁶;

– исследования влияния выбора стандарта и формы задания теплофизических свойств воды СКД, где рассмотрены стандарты теплофизических свойств воды СКД IAPWS-95 [15], IAPWS-IF97 [14], заданные в табличной и полиномиальной форме. Как показали исследования (рис. 5), применение исходных данных о теплофизических свойствах воды СКД, полученных на основе стандартов теплофизических свойств воды СКД IAPWS-95, IAPWS-IF97, заданных в табличной и полиномиальной форме показывает практически равнозначные результаты моделирования целевых параметров (α , T_w , T_b и ΔP). Среднеквадратическое отклонение между распределениями целевых параметров, полученных с использованием различных стандартов и форм задания теплофизических свойств воды СКД, не превышает 0,8 % во всей расчетной области. Скорость счета для всех рассмотренных численных исследований различается незначительно;

– исследования влияния значения турбулентного числа Прандтля (Pr_t), где рассмотрены $Pr_t = 0.8$, $Pr_t = 0.9$ и $Pr_t = 1.2$. Как показали исследования, изменение значения турбулентного числа Прандтля приводит к равномерному смещению характеристик $\alpha(Y)$, $T_w(Y)$ и $T_b(Y)$ вдоль осей ординат (α , T_w и T_b , соответственно) без изменения наклона характеристик. Характеристика гидравлических сопротивлений ΔP при изменении значения турбулентного числа Прандтля остается практически неизменной. При этом, расчетные зависимости $\alpha(Y)$, $T_w(Y)$ и $T_b(Y)$, полученные при $Pr_t = 1.2$, хорошо воспроизводят экспериментальные данные на выходе из обогрева-

емого участка, а зависимости, полученные при $\Pr_t = 0.8$, хорошо воспроизводят экспериментальные данные на входе в обогреваемый участок (рис. 6). В этой связи задание различных значений постоянного во всей расчетной области турбулентного числа Прандтля (\Pr_t) можно рассматривать лишь как дополнительный способ калибровки модели. Для получения более реалистичных оценок распределения параметров вдоль обогреваемого участка на последующих этапах исследования необходима доработка разработанной модели с учетом реалистичного изменения \Pr_t в обогреваемом канале. Для всех последующих численных исследований на данном этапе будут применяться стандартные настройки модели турбулентности для докритической области $\Pr_t = 0.9$. На последующих этапах исследования предполагается доработка модели с учетом реалистичного изменения \Pr_t в канале, охлаждаемом водой СКД;



Рис. 4. Распределения параметров вдоль подогреваемого участка (У) (тестовая задача ВЗ4), полученные в результате экспериментальных исследований и численных исследований с применением *k*-ω SST модели турбулентности и различных сеточных моделей:

– экспериментальные данные; – – сеточная модель размерностью 0,26 млн. к.о.;

— – сеточная модель размерностью 0,65 млн. к.о.; — – сеточная модель размерностью 1,74 млн. к.о.; — – сеточная модель размерностью 8,88 млн. к.о.; *а* – распределение коэффициента теплоотдачи;

6 – распределение средней температуры воды СКД по сечению трубы (*T_b*); *в* – распределение температур внутренней поверхности трубы (*T_w*); *г* – распределения падения давления (Δ*P* = *P* – *P_{min}*) воды СКД

– влияния выбора модели турбулентности, в рамках которого рассматривались три модели турбулентности: *k*-ω SST, RSM и V2F [17]. Основные результаты исследования приведены на рис. 7. Из анализа рис. 7 можно сделать вывод, что применение *k*-ω SST модели в четырех из пяти тестовых задач позволило получить наиболее близкие к экспериментальным данные по сравнению с результатами моделирования с применением RSM и V2F моделей турбулентности. При этом скорость счета при применении *k*-ω SST модели в 1,4–2 раза больше, чем при применении RSM и V2F моделей.





– экспериментальные данные; — – ІАРWS-95 (таблица); — – ІАРWS-95 (полином);





Рис. 6. Распределения температуры внутренней поверхности трубы (*T_w*) вдоль подогреваемого участка (*Y*) (тестовая задача B34), полученные в результате экспериментальных исследований и численных исследований с применением *k*-ω SST модели турбулентности при различных значениях Pr_i:

◆ – экспериментальные данные; — – Prt = 0,8; — – Prt = 0,9; — – Prt = 1,2

Все три модели (k- ω SST, RSM и V2F) качественно показывают наличие РУТ (рис. 7 б) в канале и хорошо описывают распределения температуры воды СКД T_b и перепада давления ΔP в обогреваемом канале, как в режиме ухудшенного теплообмена, так и в режиме нормального теплообмена. Погрешность определения распределения T_b не превышает 1,3 % на всем протяжении канала. Однако, по величине коэффициента теплоотдачи α и температуры внутренней поверхности трубы T_w между результатами моделирования с применением различных моделей турбулентности и экспериментальными данными наблюдается значительное количественное расхождение (до 68 %). Самые близкие к экспериментальным данным результаты моделирования были получены с применением RSM модели турбулентности. Однако погрешности моделирования целевых параметров с применением RSM модели турбулентности также достаточно велики, что не позволяет использовать данную модель без дальнейших исследований для прогнозирования температур теплообменных поверхностей в РУ.

Таким образом, для проведения CFD расчетов можно рекомендовать в качестве базовой модели турбулентности использовать k- ω SST (преимущественно для режимов нормального теплообмена) с учетом необходимости доработки модели для ее применения с целью количественного прогнозирования параметров (α , T_w , T_b и ΔP) в РУТ. Для этого, согласно выводам обзора литературы, необходимо учесть нестационарную природу явлений, характерных для режимов ухудшенного теплообмена, а также учесть переменность значений турбулентных чисел Прандтля в расчетной области и особенности моделирования кинетической энергии турбулентности вблизи теплообменных поверхностей.



Рис. 7. Распределения температуры внутренней поверхности трубы (*T*_w) и коэффициента теплоотдачи (α) вдоль подогреваемого участка (Y) для верификации задач B31–B35, полученные экспериментально и в результате моделирования с применением различных моделей турбулентности:

– экспериментальные данные; – – k-ω SST; – – RSM; – – V2F;
 a – B31; б – B32; ε – B33; ε – B34; ∂ – B35;

В рамках верификации модели в соответствии с [20] проведено сопоставление экспериментальных данных [18, 19] по целевым параметрам α , T_w и T_b с результатами моделирования (рис. 7). Параметры модели для верификационных исследований в соответствии с [20] были выбраны на основе рекомендаций, приведенных в открытых публикациях (рассмотрены в рамках обзора литературы), и результатов валидации модели (топология и размерность сеточной модели, модель турбулентности, источник данных о теплофизических свойствах воды СКД, величина турбулентного числа Прандтля и др.).

Отклонение результатов моделирования от экспериментальных данных оценивалось по двум нормам: δF^{cp} и δF^{max} . Норма δF^{cp} (16) позволяет оценить среднеквадратическое отклонение массива данных, полученных экспериментально, а норма δF^{max} (17) оценивает локальное максимальное расхождение соответствующих расчетных и экспериментальных данных. Результаты сравнения представлены в Таблице 2.

$$\delta F^{cp} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{N} (F_i^{\exp} - F_i^{comp})^2}{\sum_{i=1}^{N} (F_i^{\exp})^2}},$$
(16)

где *i* – текущее значение точки; N – общее количество экспериментальных точек; exp – экспериментальные данные; *comp* – расчетные данные; *F* – целевой параметр (α , T_w , T_b); *cp* – средне-квадратичное значение.

$$\delta F^{\max} = \max\left(\left|\frac{F_i^{\exp} - F_i^{comp}}{F_i^{\exp}}\right|, \ i = 1, 2, \dots N\right),\tag{17}$$

где тах – максимальное значение.

Таблица 2

Оценка погрешностей моделирования для тестовых задач В31–В35 с применением *k*-ю SST модели турбулентности

Целевой параметр	Норма	Величина погрешности для тестовых задач, %					
		B31 (PHT)	В32 (РУТ)	B33 (PHT)	B34 (PHT)	B35 (PHT)	
α	$\delta \alpha^{cp}$	6,4	28,3	9,5	10,0	10,6	
	$\delta \alpha_{max}$	10,4	91,1	12,0	_	22,0	
T_w	δT_w^{cp}	1,5	6,7	4,8	1,7	1,4	
	δT_w^{\max}	4,5	28,5	5,8	3,6	3,0	
T_b	δT_b^{cp}	_	1,1	—	0,5	0,05	
	δT_b^{\max}	0,4	1,3	0,1	0,8	0,1	

Проведенные в соответствии с [20] верификационные исследования показали (таблица 2), что разработанная модель позволяет прогнозировать в режиме нормального теплообмена (РНТ) изменение целевых параметров объекта исследования с точностью (0,4–10,0) % (с локальными выбросами до 22,0 % по α в тесте ВЗ5, что связано с высокой дисперсией экспериментальных данных). Погрешности моделирования параметров T_w и T_b для РНТ не превышают 5,8 и 0,8 %, соответственно.

В режиме ухудшенного теплообмена (РУТ) распределение рассмотренных целевых параметров (α , T_w , T_b) моделируется только качественно (рис. 7 δ). Все три рассмотренные модели (k- ω SST, RSM, V2F) позволяют определить наличие РУТ. При этом, количественное расхождение экспериментальных и расчетных данных при использовании k- ω SST модели достигает 28,3 % (с локальными выбросами до 91,1 % по α). Модели RSM и V2F позволяют моделировать параметры в РУТ (рис. 7 δ) с намного меньшими погрешностями. Самые близкие к экспериментальным данным результаты моделирования были получены с применением RSM модели турбулентности (в среднем по α 14 % с локальными выбросами до 79 %). Однако точность моделирования теплообмена все еще недостаточна для применения этой модели при моделировании РУТ в РУ СКД. Для применения модели в режимах ухудшенного теплообмена она должна быть доработана на последующих этапах исследования в части: переменного числа Прандтля;

– доработки моделей турбулентности с целью возможности их применения для моделирования теплообмена в каналах, охлаждаемых водой СКД

- учет влияния нестационарности процессов в РУТ и т.д.

Заключение

В рамках настоящего исследования разработана CFD модель канала, охлаждаемого водой СКД (труба круглого сечения). Были даны рекомендации по выбору параметров модели (топология и размерность сеточной модели, модель турбулентности, источник данных о теплофизических свойствах воды СКД, величина турбулентного числа Прандтля) на основе рекомендаций, приведенных в открытых публикациях, и результатов валидации модели. Проведенные в соответствии с [20] верификационные исследования показали, что разработанная модель позволяет прогнозировать в режиме нормального теплообмена изменение целевых параметров объекта исследования с погрешностью (0,4–10,0) %. Погрешность моделирования рассматриваемых параметров укладывается в погрешность экспериментальных данных, характерную для измерения параметров теплообмена в жидкостях СКД.

Разработанная модель позволяет качественно определить наличие РУТ в канале. Однако, для применения модели в режимах ухудшенного теплообмена в РУ СКД она не пригодна (погрешность моделирования α достигает 91,1 %) и должна быть доработана на последующих этапах исследования, в то числе с учетом приведенных в статье рекомендаций.

Список литературы

- 1. Блинков В.Н., Габараев Б.А., Мелихов О.И., Соловьев С.Л. Нерешенные проблемы теплои массообмена водоохлаждаемых реакторных установок со сверхкритическими параметрами теплоносителя: Препринт НИКИЭТ ЕТ-08/76. – М.: НИКИЭТ, 2008.
- 2. The Generation IV International Forum (GIF), URL: <u>https://www.gen-4.org/gif/jcms/-</u> <u>c_9260/public</u>.
- Alekseev P., Semchenkov Y., Sedov A., Sidorenko V., Silin V., Mokhov V., Nikitenko M., Makhin V., Churkin A. Conceptual Proposals on Reactor VVER-SCW Developed on the Basis of Technologies of VVER and Steam-Turbine Installations at Supercritical Parameters // The 7th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-7). – Helsinki, Finland, March 15–18, 2015. – Paper 2055.
- 4. Махин В.М., Мохов В.А., Беркович В.Я., Никитенко М.П., Чуркин А.Н., Лапин А.В., Кириллов П.Л., Баранаев Ю.Д., Глебов А.П. Концептуальные предложения по стендупрототипу реактора ВВЭР-СКД // Тяжелое машиностроение. – 2015. – № 7–8. – С. 45–51.
- 5. Блинков В.Н., Габараев Б.А., Мелихов О.И., Соловьев С.Л. Нерешенные проблемы теплои массообмена водоохлаждаемых реакторных установок со сверхкритическими параметрами теплоносителя: Препринт ЕТ-08/76. – М.: НИКИЭТ, 2008.
- 6. Мохов В.А., Васильченко И.Н., Никитенко М.П., Махин В.М., Лапин А.В., Четвериков А.Е., Чуркин А.Н., Аникеев Ю.А., Шмелев С.В. Проблемные вопросы по активной зоне корпусного реактора со сверхкритическими параметрами теплоносителя (ВВЭР-СКД) // Тяжелое машиностроение. 2014. № 9. С. 2–6.
- 7. Pioro I.L., Duffey R.B. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in powerengineering applications. – New-York: ASMEpress, 2007.
- Курганов В.А., Зейгарник Ю.А., Маслакова И.В., Иванов Ф.П. Теплообмен и сопротивление в трубах при сверхкритических давлениях теплоносителя: Препринт ОИВТ РАН № 2507. М.: ОИВТ РАН, 2011.
- 9. Cheng, X., Yang, Y.H., Huang, S.F. A Simplified Method for Heat Transfer Prediction of Supercritical Fluids in Circular Tubes // Annals of Nuclear Energy. – 2009. – Vol. 36. – P. 1120–1128.
- 10. Mokry S., Pioro I., Farah A. et al. Development of Supercritical Water Heat-Transfer Correlation for Vertical Bare Tubes // Nuclear Engineering and Design. 2011. Vol. 241. P. 1126–1136.
- 11. Деев В.И., Рачков В.И., Харитонов В.С., Чуркин А.Н. Анализ соотношений для расчета нормальной теплоотдачи к потоку воды сверхкритического давления в вертикальных трубах // Атомная энергия. – 2015. – Т. 119. – № 3. – С. 138–144.
- 12. Churkin A., Bilbao y León S., Yamada K., Analysis of the IAEA Benchmark Exercise on Steady State Flow in a Heated Pipe With Supercritical Water // In: Proceedings of the International Con-

gress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP-2011). – Nice, France, May 2–5, 2011. – Paper 11367.

- Blind A., Rohde M., Peeters J.W.R., Pucciarelli A. et al. Numerical Benchmark Study on Supercritical Water Heat Transfer Experiments in a 7-Rod Bundle // The 7th International Symposium on Supercritical Water-Cooled Reactors (ISSCWR-7). – Helsinki, Finland, March 15–18, 2015. – Paper 2044.
- Fernandez-Prini R., Dooley R.B. The International Assosiation for the Properties of Water and Steam // Release on the IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam. – Erlangen. Germany. 1997. – 48 p.
- 15. Wagner W., Prub A. The IAPWS Formulation 1995 for the Thermodynamic Properties of Ordinary Water Substance for General and Scientific Use // Lehrstuhl fu[°]r Thermodynamik, Ruhr-Universitat Bochum, D-44780 Bochum, Germany. 2002. – 149 p.
- 16. Самарский А.А., Гулин А.В. Численные методы. М.: Наука, 1989.
- 17. CD-adapco Inc. USER GUIDE STAR-CCM+ Version 10.02, 2015. 12360 p.
- Kirillov P., Pomet'ko R., Smirnov A. Grabezhnaia V. Experimental Study on Heat Transfer to Supercritical Water Flowing in 1- and 4-m-Long Vertical Tubes // Proceedings of GLOBAL 2005. – Tsukuba, Japan, Oct. 9–13, 2005. – Paper 518.
- 19. Watts M.J. Heat Transfer to Supercritical Pressure Water: Mixed Convection with Upflow or Downflow in a Vertical Tube // PhD Thesis, University of Manchester (1980).
- 20. Best Practice Guidelines for the Use of CFD in Nuclear Reactor Safety Applications. NEA/CSNI/R, 2007. 154 p.

Измерение эффективности очистки воздуха систем вентиляции АЭС йодидными фильтрами с использованием фреона

Ягодкин И. В., Посаженников А. М.

 $AO \ll \Gamma H \square P \Phi - \Phi \Im H \gg$, Обнинск, ivya@ippe.ru

Аннотация

В докладе представлено описание методики, оборудования и проведения приемочных испытаний йодных фильтров-адсорберов после их монтажа в вентсистему на эффективность очистки вентиляционного воздуха от различных форм радиоактивного йода для контроля герметичности, целостности йодных фильтров-адсорберов, а также проверки работоспособности системы и ее готовности выполнять функции очистки. Измерение эффективности йодного фильтра-адсорбера проводится в качестве последнего испытания фильтрационного оборудования перед вводом его в эксплуатацию. Герметичность йодного фильтра-адсорбера на месте в вентсистеме можно проверить одним из двух способов: радиоактивным метилйодидом или фреоном (или другим альтернативным газом). Поскольку первый способ – проверка смонтированного в вентсистему йодного фильтра-адсорбера с использованием фреона.

Проведена метрологическая аттестация Методики в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» и ее регистрирация фондом по ОЕИ ФР.1.31.2014.19004. Данная Методика введена в действие приказом ОАО «Концерн Росэнергоатом».

Ключевые слова: радиационная безопасность, радиоактивный йод, вентиляционная система, фильтрационное оборудование, аэрозольные фильтры, сорбер, йодный фильтр-сорбер.

Фильтрационное оборудование (аэрозольные фильтры и адсорберы) в вентсистемах АЭС является последним барьером в обеспечении радиационной безопасности окружающей среды от распространения радиоактивности с АЭС.

Одним из продуктов деления, представляющих высокую экологическую опасность и которому уделяется огромное внимание, является радиоактивный йод. Именно, по выбросу радиоактивного йода в окружающую среду (таблица 1) в настоящее время международная классификация аварий на объектах атомной промышленности.

Таблица 1

Событие	Уровень	Название	Выброс ¹³¹ I в окружающую среду, ТБк
Авария	7	Глобальная авария	> 10 ⁵
	6	Тяжелая авария	104
	5	Авария с риском для окружающей среды	10 ³
	4	Авария в пределах АЭС	10 ²
Инцидент	3	Серьезное происшествие	-
	2	Происшествие средней тяжести	-
Аномалия	1	Незначительное происшествие	_
Отклонение	0	Не имеет значения с точки зрения безопасности	_

Международная шкала ядерных событий

В настоящее время известно о существовании 14 нуклидов йода, из которых только один 127 I является стабильным. При долговременной выдержке ТВЭЛов все короткоживущие нуклиды йода распадаются и в топливе, в основном, остаются в зависимости от времени выдержки либо два – 127 I и 129 I и 129 I и 131 I.

При этом радиоактивный иод может попасть в окружающую среду в различных химических формах. В связи с этим на всех без исключения АЭС уделяется большое внимание локализации соединений радиоактивного йода. Для локализации радиоактивного йода, находящегося в различных химических формах, из газовой среды широкое применение имеют сорбенты на основе активированного угля.

На Российских и зарубежных АЭС активированный уголь используется в фильтрахадсорберах различной конструкции. В вентсистемах действующих АЭС в России применяются фильтры-адсорберы типа АУ-1500, АУИ-1500, АУИ-1500ВМ, представленные на рис. 1.



1 – корпус; 2 – крышка; 3 – модуль насыпной; 4 – хомут; 5 – хомут; 6 – уплотнение; 7 – заглушка; 8 – фланец; 9 – уплотнение; 10 – прижим

На строящихся АЭС нового поколения используют установки фильтровальные комбинированные (УФК), представленные на рис. 2.

Так как фильтрационное оборудование (аэрозольные фильтры и адсорберы) в вентсистемах АЭС является последним барьером в обеспечении радиационной безопасности окружающей среды, этому оборудованию как за рубежом, так и в нашей стране уделяется огромное внимание.

Рис. 2. УФК-3500
В связи с этим были разработаны Федеральные нормы «Правила устойства и эксплуатации систем вентиляции, важных для безопасности атомных станций» – НП-036-02, которые *были введены в действие 10 апреля 2003 года*.

Последующая редакция этих Норм – НП-036-05 была введена в действие с 1 мая 2006 г. взамен НП-036-02.

Хотя до сих пор на АЭС эти федеральные нормы в полной мере не выполняются.

Таблица 2

Технические характеристики сменного модуля йодной секции УФК с угольным сорбентом

Параметр	Значение			
Номинальный расход	1500 м ³ /ч			
Эффективность очистки:				
– по молекулярному йоду	99,9 %			
– по метилйодиду	99,0 %			
Рабочая температура	150 °C			
Масса	250 кг			
Аэродинамическое сопротивление	1500 Па			
при номинальном расходе воздуха	1500 11a			

В соответствии с требованиями НП-036-05 должны быть проведены приемочные испытания йодных фильтров-адсорберов после их монтажа в вентсистему на эффективность очистки для контроля герметичности, целостности йодных фильтров-адсорберов, проверки работоспособности системы и готовности их выполнять функции очистки вентиляционного воздуха от различных форм радиоактивного йода.

Измерение эффективности йодного фильтра-адсорбера проводится в качестве последнего испытания фильтрационного оборудования перед вводом его в эксплуатацию.

Контроль герметичности йодных фильтров-адсорберов производится:

 в процессе проведения приемочных испытаний системы вентиляции, в целом, после её монтажа, а также после реконструкции или ремонта вентсистемы;

- после каждой замены отработавших йодных фильтров-адсорберов;

- после аварийного инцидента;

– периодически в процессе эксплуатации йодных фильтров-адсорберов, по крайней мере, не менее одного раза за цикл эксплуатации.

Герметичность йодного фильтра-адсорбера на месте в вентсистеме можно проверить одним из двух способов:

– радиоактивным метилйодидом;

- фреоном или другим альтернативным газом.

Радиоактивный метилйодид или фреон подаются в очищаемый воздух в воздуховод перед входом в адсорбер.

Первый способ требует применения радиоактивных изотопов. Персонал должен быть специально подготовленным, иметь лицензию на соответствующие работы, чтобы обеспечить требуемое качество выполнения испытаний. Поэтому наиболее часто применяемым является второй способ – проверка смонтированного в вентсистему йодного фильтра-адсорбера с использованием фреона.

Принципиальная схема испытаний йодных фильтров-адсорберов с использованием фреона представлена на рис. 3. В качестве испытательного вещества применяется фреон R-11 (фтортрихлорметан) или 1,1,2,2 тетрахлордифторэтан, который дозируется на протяжении минимум 0,5 часа – в трубопровод перед йодным фильтром-адсорбером.

В испытаниях фреон подается в воздуховод на входе в фильтр-адсорбер при номинальном расходе воздуха. При этом должны быть обеспечены условия для хорошего перемешивания фреона в воздушном потоке. На входе и выходе йодного фильтра-адсорбера отбираются пробы из прокачиваемого воздуха. Для отбора проб воздуха используются штатные пробоотборные стенды и ёмкости для отбора проб фильтруемого воздуха с фреоном на входе и выходе фильтров-адсорберов.



Рис. 3. Внешний вид сменного модуля йодной секции УФК с угольным сорбентом

Принципиальная схема пробоотборного стенда при проведении испытаний йодного фильтра на эффективность представлена на рис. 4.

Пробы воздуха отбираются в пробоотборные устройства, которые затем передаются в химическую лабораторию для определения концентрации фреона в пробах.

Концентрация фреона измеряется с помощью газового хроматографа типа «Кристаллюкс-4000М» с захват-электронным детектором.

Проскок фреона в сорбере оценивается по формуле:

$$P = (N_{\rm BbIX}/N_{\rm BX}) \cdot 100 \%, \tag{1}$$

где P – проскок фреона, %; $N_{\text{вых}}$, г/м³ – концентрация фреона в воздушном потоке на выходе из сорбера; $N_{\text{вх}}$, г/м³ – концентрация фреона в воздушном потоке на входе в сорбер.

Измеренная эффективность очистки воздуха в фильтре-адсорбере от фреона рассчитывается по формуле:

$$E_{\rm измер. \ \phi peoh} = \left[\left(N_{\rm BX} - N_{\rm Bbix} \right) / N_{\rm BX} \right] \ 100 \ \%, \tag{2}$$

Испытания фильтров-сорберов, смонтированных в вентсистему, считаются удовлетворительными, если полученные значения эффективности по измеренным данным удовлетворяют условию:

$$E_{\text{измер. фреон}} \ge E_{\text{задан. фреон,}},$$

где $E_{измер. фреон}$ – измеренная величина эффективности очистки воздуха в фильтре-адсорбере от фреона по формуле (2); $E_{задан. фреон}$ – величина, определенная в специальных лабораторных стендовых испытаниях путем измерения эффективности поглощения фреона слоем сорбента той же марки, что и в фильтре-адсорбере.

Испытания проводятся при параметрах, соответствующих параметрам эксплуатации йодного фильтра-адсорбера в вентсистеме АЭС (рис. 5).

Методика «Измерение эффективности очистки вентиляционного воздуха систем вентиляции АЭС йодными фильтрами с использованием фреона» (МТ 1.2.6.2.0228-2015) разработана АО «ГНЦ РФ – ФЭИ в 2015 году.

Проведена метрологическая аттестация Методики в АО «ГНЦ РФ – ФЭИ». Свидетельство о метрологической аттестации № 0001.310054/123-027-215 от 20.08.2015. Методика зарегистрирована фондом по ОЕИ ФР.1.31.2014.19004. Введена в действие приказом ОАО «Концерн Росэнергоатом».



Рис. 4. Схема испытания йодных фильтров-адсорберов на эффективность



Рис. 5. Схема пробоотборного стенда для испытания йодных фильтров-адсорберов на эффективность (штатные пробоотборные стенды вентсистем АЭС)

Сопоставление поглощающей способности йодидных фильтров-сорбентов по радиоактивному метилйодиду и фреону

Ягодкин И. В., Посаженников А. М., Саутин С. А., Исаев А. Ю.

 $AO \ll \Gamma H \square P \Phi - \Phi \Im H$ », Обнинск, ivya@ippe.ru

Аннотация

Данная работа посвящена подготовке и проведению стендовых испытаний по сопоставлению поглощающей способности йодных фильтров-адсорберов по радиоактивному метилйодиду и фреону в обоснование разработанной методики: «Измерение эффективности очистки вентиляционного воздуха систем вентиляции АЭС йодными фильтрами с использованием фреона» (МТ 1.2.6.2. 0228-2015).

Разработаны методики стендовых испытаний российского сорбента марки ВСК-5ИК по измерению его поглощающей способности по отношению к радиоактивному метилйодиду и фреону.

Проведены испытания по измерению поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК радиоактивного метилйодида и фреона в одинаковых условиях.

На основе сопоставления результатов испытаний по измерению поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК радиоактивного метилйодида и фреона в одинаковых условиях разработаны рекомендации по применению фреона для испытаний йодных фильтров-адсорберов после их монтажа в вентсистемах АЭС.

Ключевые слова: радиационная безопасность, радиоактивный йод, вентиляционная система, фильтрационное оборудование, аэрозольные фильтры, сорбер, йодный фильтр-сорбер.

Фильтрационное оборудование (аэрозольные фильтры и адсорберы) в вентсистемах АЭС является последним барьером в обеспечении радиационной безопасности окружающей среды от распространения радиоактивности с АЭС.

Одним из продуктов деления, представляющих высокую экологическую опасность и которому уделяется огромное внимание, является радиоактивный йод.

Для локализации радиоактивного йода, находящегося в различных химических формах, из газовой среды в России и в мировой практике широко используются противойодные фильтры-адсорберы, снаряженные сорбентами на основе активированных углей.

В соответствии с требованиями НП-036-05 «Правила устройства и эксплуатации систем вентиляции, важных для безопасности атомных станций» после монтажа или реконструкции элементов систем вентилляции должны быть проведены приемочные испытания.

При монтаже йодного фильтра-адсорбера должна быть исключена возможность перетечки очищаемого воздуха от радиоактивного йода мимо фильтра-адсорбера. Утечки очищаемого воздуха в адсорбере могут быть следствием ряда причин:

некачественный монтаж фильтра-асорбера;

– дефекты в корпусе фильтра-адсорбера (повреждение сварных швов, повреждение уплотнительных прокладок);

– плохая техника заполнения адсорбера сорбентом, пульсации расхода воздуха, вибрации и другие причины.

Герметичность йодного фильтра-адсорбера на месте в вентсистеме можно проверить одним из двух способов:

– радиоактивным метилйодидом;

- фреоном или другим альтернативным газом.

Фреон или радиоактивный метилйодид подаются в очищаемый воздух в воздуховод перед входом в адсорбер.

Испытания противойодных фильтров-адсорберов с помощью радиоактивного метилйодида является достаточно сложной, проблематичной задачей. В мировой практике (США, Италия) для этих испытаний используют тестовый газ – фреон. В связи с этим в России в 2015 году разработана Методика измерения эффективности очистки вентиляционного воздуха систем вентиляции, важных для безопасности АЭС йодными фильтрами – адсорберами, с использованием фреона. Данная работа посвящена подготовке и проведению стендовых испытаний по сопоставлению поглощающей способности йодных фильтров-адсорберов по радиоактивному метилйодиду и фреону в обоснование разработанной методики: «Измерение эффективности очистки вентиляционного воздуха систем вентиляции АЭС йодными фильтрами с использованием фреона» (МТ 1.2.6.2. 0228-2015).

Разработаны методики стендовых испытаний российского сорбента марки ВСК-5ИК по измерению его поглощающей способности по отношению к радиоактивному метилйодиду и фреону.

Проведены испытания по измерению поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК радиоактивного метилйодида и фреона в одинаковых условиях.

На основе сопоставления результатов испытаний по измерению поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК радиоактивного метилйодида и фреона в одинаковых условиях разработаны рекомендации по применению фреона для испытаний йодных фильтров-адсорберов после их монтажа в вентсистемах АЭС.

В соответствии с российскими нормативными правилами НП-036-05 фильтр-адсорбер после монтажа в вентсистему должен проверяться на эффективность очистки от различных форм радиойода по радиоактивному метилйодиду.

Паспортные данные по очистке йода по метилиодиду должны быть не менее 99,0 %. Поэтому $E_{3адан. по фреону}$ определяется в лабораторных стендовых испытаниях путем измерения эффективности поглощения фреона слоем сорбента той же марки, что и в адсорбере.

Испытания в лаборатории по поглощению фреона слоем сорбента проводятся при параметрах, соответствующих параметрам эксплуатации йодного фильтра-адсорбера в вентсистеме АЭС.

При этом должны быть одинаковы:

- скорость потока воздуха через слой сорбента в стендовых испытаниях и в адсорбере;

- толщина слоя сорбента в стендовых испытаниях и в адсорбере;
- параметры воздушного потока температура, влажность, соответственно.

Исследования по определению эффективности поглощения фреона слоем сорбента проводятся параллельно с исследованием поглощения радиоактивного метилйодида на аналогичном слое сорбента при одинаковых условиях проведения исследований, что и на фреоне.

Выбор сорбента для испытаний

Для улавливания радиоактивного йода в газообразной форме в Росии и за рубежом используются противойодные фильтры-адсорберы, заполненные сорбентом на основе импрегнированных активных (активированных) углей.

В России в качестве такого угля использовался импрегнированный активированный уголь, изготавливаемый на основе угля СКТ-3.

В России производство основного сорбента – активированного угля СКТ-3, а также СКТ-3И и СКТ-3ИК прекращено в 2008 году.

Для замены угля СКТ-3 ОАО «ЭНПО «Неорганика»» совместно с АО «ГНЦ РФ – ФЭИ» в 2010 году разработали сорбент ВСК-5 и ВСК-5ИК (ТУ ВСК-5ИК).

Производство этого сорбента освоено на опытном заводе ОАО «ЭНПО «Неорганика» с 2010 года. Других сорбентов в России в настоящее время практически не производится. В поставляемых в настоящее время фильтрах-адсорберах на АЭС должен использоваться сорбент марки ВСК-5ИК. Сорбент этой марки и выбран для проведения стендовых испытаний по сопоставлению поглощающей способности йодных фильтров-адсорберов по радиоактивному метилйодиду и фреону.

Исследования свойств сорбента ВСК-5ИК проводятся в условиях, соответствующих условиям эксплуатации противойодных фильтров-адсорберов в вентсистемах АЭС.

В ходе испытаний обеспечивались и контролировались следующие параметры:

- высота слоя сорбента в колонке (300 ± 5) мм;
- скорость воздушного потока в слое сорбента (45 ± 3) см/с;
- температура сорбента (30 ± 3) °С;
- масса навески йодистого метила, меченного радионуклидом 131 I (1,0 ± 0,1) мг;
- активность сорбентов в колонке после сорбции;

– активность, уловленная сорбционными фильтрами после колонки с сорбентом в процессе сорбции.

Изучение сорбции CH₃¹³¹I из парогазового потока на сорбенте ВСК-5ИК

Исследования по локализации CH₃¹³¹I образцом активированного угля ВСК-5ИК из паровоздушного потока проводили на установке, представленной на рис. 1.

Методика эксперимента была следующая.

Предварительно проводили разогрев термостата, парогенератора, колонки с силикагелем, импрегнированным нитратом серебра, а также перегревателя пара, которые продували паровоздушной смесью с требуемой температурой и содержанием пара.

После достижения температуры паровоздушной смеси ~60 °С начинали предварительный продув колонки данной смесью в течение 60 мин.

После окончания предварительного продува установки к системе подсоединяли сосуд с конденсированным CH₃¹³¹I и начинали подачу активности на колонку с сорбентом, пропуская воздух через сосуд с CH₃¹³¹I с определенной скоростью.

Пройдя сосуд, воздух частично захватывал CH₃¹³¹I и вместе с ним поступал в нагреватель газового потока с требуемой температурой. Этот нагреватель находится между сосудом с CH₃¹³¹I и парогенератором и служит для предварительного нагрева газового потока. Затем газовый поток вместе с CH₃¹³¹I поступает в парогенератор и, пройдя сквозь него, поступает в термостат.

В термостате парогазовый поток стабилизируется при требуемой температуре, при этом происходит конденсация избыточной воды. Затем газовый поток с определенной влажностью вместе с CH₃¹³¹I поступает на колонку с сорбентом. Пройдя колонку с сорбентом газовый поток направляется через холодильник на колонку с силикагелем, содержащим азотнокислое серебро (30 мг на 1 г силикагеля).

В холодильнике происходит конденсация основных количеств воды. На нагретой до 130°C колонке с силикагелем, содержащим азотнокислое серебро, происходит сорбция не поглощенного на сорбенте ВСК-5ИК метилйодида – CH₃¹³¹I.

После колонки с силикагелем, содержащим азотнокислое серебро, газовый поток проходит еще один холодильник (это необходимо для избежания конденсации влаги в ротаметре, стоящем на выходе из установки), и колонку с силикагелем, импрегнированным азотнокислым серебром (5 мг на 1 г силикагеля) для контроля за полнотой поглощения CH₃¹³¹I.

Эксперимент проводят в течение 150 мин. После окончания эксперимента исследуют распределение радионуклида ¹³¹I в различных частях установки.



Рис. 1. Схема установки для изучения локализации CH₃¹³¹I из паровоздушного потока: 1 – генератор CH₃¹³¹I; 2 – колонки с исследуемым сорбентом; 3 – обогревательная печь; 4 – колонка с силикагелем, импрегнированным AgNO₃ (30 мг/г силикагеля); 5 – конденсатор; 6 – обогревательный кожух; 7 – термостат для радиоактивной паровоздушной смеси; 8 – парогенератор; 9 – ротаметр; 10 – колонка с силикагелем, импрегнированным AgNO₃ (5 мг/г силикагеля); 11 – нагреватель радиоактивной паровоздушной смеси

На основании полученных данных рассчитывают фактор очистки (DF) газового потока от CH₃¹³¹I как отношение общего количества йода (сумма активностей колонки с сорбентом и всей системы доочистки газового потока, расположенной после колонки) к количеству йода, несорбированного на сорбенте (сумма активности во всей системе доочистки газового потока) по формуле:

$$DF = \frac{I_1 + I_2}{I_2},$$
 (1)

где *DF* – фактор очистки, *I*₁ – количество радиоактивного йода на колонке с сорбентом, *I*₂ – количество радиоактивного йода в системе локализации проскока.

Величину сорбции в отношении CH₃¹³¹I определяли как количество CH₃¹³¹I, уловленного сорбентом из паровоздушного потока.

Величина сорбции выражается как процентное отношение количества уловленного CH₃¹³¹I к общему количеству CH₃¹³¹I в системе:

$$\alpha = [\mu/m] \ 100 \ \%, \tag{2}$$

где α – величина сорбции радиоактивного йода в виде CH₃¹³¹I, %; μ – количество CH₃¹³¹I, локализованного в сорбенте, Бк; *m* – общее количество CH₃¹³¹I в системе, Бк.

Результаты и их обсуждение

В таблице 1 приведены данные по сорбции CH₃¹³¹I из воздушной фазы.

Фильтры-адсорберы АУИ-1500, АУИ-1500ВМ имеют следующие проектные характеристики:

- эффективность очистки по метилйодиду не менее 99 %;
- эффективность очистки по молекулярному йоду не менее 99,9 %;
- толщина слоя засыпки сорбента 250–300 мм;
- скорость очищаемого воздушного потока 0,4 м/с.

Как видно из данных таблицы 1, сорбент ВСК-5ИК обладает высокой сорбционной эффективностью в отношении радиоактивного метилйодида – $CH_3^{131}I$ (99,993–99,90 %, опыты 1–7) при 30 °C и времени контакта «газовая фаза – сорбент» $\tau = 0,33-0,54$ с.

Таблица 1

№ опы- та	$T_{gas}, ^{\circ}C$	<i>T</i> _{sorb} , ⁰C	<i>RW</i> , об.%	RH, %	<i>S</i> _{кол} , см ²	∪, см/с	т, сек	<i>t</i> , час	Масса сорбен- та, г	Тол- щина, см	Степень погло- щения СН ₃ I, %
1	30	30	20,7	68,6	4,9	46,2	0,54	5,0	90,50	30,00	99,999
2	31	31	20,7	68,6	4,9	46,2	0,54	5,0	75,75	25,00	99,993
3	29	29	19,9	70,9	4,9	45,7	0,44	5,0	60,60	20,00	99,983
4	30	30	20,9	70,4	4,9	37,3	0,54	5,0	60,60	20,00	99,990
5	29	29	22,8	70,1	4,9	28,5	0,53	5,0	45,45	15,00	99,979
6	30	30	20,4	70,6	4,9	37,0	0,41	5,0	45,45	15,00	99,890
7	31	31	19,5	70,3	4,9	45,6	0,33	5,0	45,45	15,00	99,900
0 -						_		-		_	

Сорбция СН₃¹³¹I (1 мг) из паровоздушного потока на гранулированном активированном угле ВСК-5ИК (Электросталь)

Обозначения: h – суммарная высота слоя сорбента в колонке; T_{sorb} – температура сорбента; T_{gas} – температура паровоздушного потока; υ – линейная скорость паровоздушного потока в колонке; τ – время контакта «сорбент – паровоздушный поток» (для суммарного слоя сорбента); $S_{кол}$ – площадь поперечного сечения колонки; RW – содержание пара в паровоздушном потоке; RH – относительная влажность; t – время эксперимента, включая время подачи $CH_3^{131}I$

Проведение и результаты стендовых испытаний поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК фреоном

Выбор фреона для испытаний

Хладагент (фреон) R141b – это легкокипящая бесцветная прозрачная жидкость. Физические и химические свойства хладагента R141b близки к свойствам R11, что позволяет использовать R141b в оборудовании, где использовался фреон R11.

Описание:

Тип – однокомпонентный газ.

Химическая формула – C₂H₃FCl₂.

Химическое название – фтордихлорэтан.

Символическое обозначение – R141b.

Торговое название – R141b, фреон R141b, хладон R141b, хладагент R141b.

Класс опасности – IV (малоопасное вещество для организма человека) ПДК р.з. – 1000 мг/м³.

Изучение сорбции фреона из парогазового потока на сорбенте ВСК-5ИК

Исследования по локализации фреона образцом активированного угля ВСК-5ИК из паровоздушного потока проводили на установке, схема которой представленной на рис. 2.

На рис. 3 представлена конструкция колонки с сорбентом ВСК-5ИК.

Методика эксперимента была следующая. В качестве источника фреона использовался сосуд (балон), из которого фреон подавался в смеситель. В смесителе готовилась смесь фреона с воздухом. Концентрация фреона в воздухе поддерживалась на уровне от 100 до 200 мкг/л.

Предварительно проводили стабилизацию температуры смесителя и колонки с сорбентом.

По достижении температуры колонки с сорбентом и фреоно-воздушной смеси ~ 30 °С начинали продувку колонки с сорбентом ВСК-5ИК данной смесью в течение до 30 мин.

В процессе продувки колонки с сорбентом ВСК-5ИК фреоно-воздушной смесью проиводился отбор пробы этой смеси в пробоотборники.

Состав фреоно-воздушной смеси в пробоотборниках анализировался затем на хроматографе «Кристаллюкс-4000М». По результатам измеренных концентраций фреона в фреоновоздушной смеси на входе и выходе колонки с сорбентом ВСК-5ИК рассчитывались проскок и эффективность сорбции фреона сорбентом ВСК-5ИК.

Эффективность сорбции фреона сорбентом выражается как процентное отношение количества уловленного сорбентом фреона к количеству фреона на входе в сорбционную колонку.



Рис. 2. Схема принципиальная для испытаний сорбента ВСК-5ИК по фреону: Р – ротаметр; Б – баллон с фреоном; БС – бак смесительный воздуха с фреоном; ВН – вентиль игольчатый КЗИ-16с; МО – макетный образец с сорбентом ВСК-5ИК; П – пробоотбор; Н – насос



Рис. 3. Узел испытания сорбентов фреоном:

1 – крышка с патрубком; 2 – уплотнение; 3 – втулка уплотнительная; 4 – сетка; 5 – корпус; 6 – сорбент

Сопоставительный анализ результатов стендовых испытаний поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК фреоном и радиоактивным метилйодидом

Результаты испытаний поглощающей способности сорбента ВСК-5ИК по отношению радиоактивного метилйодида и фреона из воздушного потока показали следующее.

Из результатов испытаний следует:

– сорбент ВСК-5ИК обладает высокой сорбционной эффективностью в отношении радиоактивного метилйодида – $CH_3^{131}I$ – 99,993 % при температуре воздушного потока 30 °C и времени контакта «газовая фаза – сорбент» $\tau = 0,54$ сек. (сорбент ВСК-5ИК толщиной слоя 30 см);

 эффективность сорбции фреона из фреоно-воздушной смеси при одинаковых условиях испытаний, что и по радиоактивному метилйодиду, составляет не менее 99% (проскок фреона не более 1 %).

Таким образом, при испытаниях противойодных фильтров – сорберов, заполненных сорбентом ВСК-5ИК, после их монтажа в вентсистему АЭС по фреону результаты испытаний считаются положительными, если проскок фреона не превышает 0.01 ± 0.0005 или (1.0 ± 0.05) %.

В таблице 2 приведены данные по сорбции фреона из фреоно-воздушной смеси (первая серия экспериментов).

Таблица 2

Сорбция фреона из паровоздушного потока на гранулированном активированном угле ВСК-5ИК (Электросталь)

№ опы та	T _{gas} , ⁰C	Тол- щина, см	Масса сорбен- та, г	<i>S</i> _{кол} , см ²	<i>RH</i> , %	∪, см/с	т, сек	Концен- трация фреона на входе (площадь пика)	Концен- трация фреона на выходе (площадь пика)	Про- скок фрео- на, %	Сте- пень погло- щения фреона, %
1	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	30 380 120	300 760	0,990	99,01
2	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	34 450 200	334 400	0,970	99,03
3	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,44	35 084 100	342 400	0,974	99,026
4	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	34 498 900	334 500	0,969	99,031
5	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	34 688 200	336 600	0,970	99,03
6	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	34 583 500	339 200	0,981	99,019
7	30	30,00	90,50	4,9	69,6	45,0	0,54	36 392 200	355 720	0,997	99,003
Обозначения: <i>h</i> – суммарная высота слоя сорбента в колонке; <i>T</i> _{gas} – температура паровоздушного											

Обозначения: h – суммарная высота слоя сорбента в колонке; T_{gas} – температура паровоздушного потока; υ – линейная скорость паровоздушного потока в колонке; τ – время контакта «сорбент – паровоздушный поток» (для суммарного слоя сорбента); $S_{кол}$ – площадь поперечного сечения колонки; RH – относительная влажность

Экспериментальные исследования прочности тепловыделяющих сборок реакторов с водой под давлением

Макаров В. В., Селезнёв А. В., Афанасьев А. В., Матвиенко И. В. ОКБ ««ГИДРОПРЕСС»», Подольск, makarov@grpress.podolsk.ru

Аннотация

Представлено описание комплексного подхода к обоснованию прочности, целостности TBC, основанного на анализе результатов нескольких циклов экспериментальных дореакторных испытаний (статических, термомеханических, ударных, вибрационных, сейсмических и др). В работе представлены подходы, методики испытаний и экспериментальные результаты, полученные в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» за, более чем, 20 лет исследований в области прочности всех разработанных конструкций ТВС.

Показана необходимость всестороннего анализа прочности при улучшениях конструкции ТВС.

Ключевые слова: прочность, тепловыделяющая сборка, реактор ВВЭР, эксперимент, исследование, обоснование.

Введение

В процессе эксплуатации в нормальных условиях (НУЭ) и нарушений нормальных условий эксплуатации (ННУЭ) тепловыделяющие сборки (ТВС) атомных реакторов подвергаются силовым, нейтронным, температурным, гидравлическим нагрузкам и воздействиям. Эти нагрузки и воздействия приводят к процессам:

терморадиационного распухания топлива; вибрации твэлов; трению твэлов в ячейках дистанционирующих решеток (ДР) при проскальзывании в них удлиняющихся или укорачивающихся твэлов; термомеханической и радиационной ползучести; пластической деформации и механического разрушения элементов ТВС от статических, циклических, ударных, силовых, кинематических, температурных и др. воздействий.

Два первых барьера обеспечения безопасности АЭС относятся к ТВС: спечённая матрица топливных таблеток и оболочка твэла.

Федеральными нормами и правилами НП 094-15 требуется обоснование прочности и работоспособности твэлов и ТВС, которое должно показать, что предельные состояния твэлов и ТВС не будут достигнуты в течение всего проектного срока их службы во всех предусмотренных проектом РУ режимах НУЭ, ННУЭ и ПА. Правила требуют учёта результатов экспериментов на стендах.

Доклад освещает вопрос: как реализовать вышеприведённые требования федеральных норм в экспериментальной части обеспечения механической прочности проекта ТВС. Из НП 094-15 следуют два направления экспериментальных работ:

– получение экспериментальных данных по локальным характеристикам и коэффициентам, механизмам и параметрам деформирования для верификации расчётов прочности;

– стендовое обоснование прочности ТВС в случае отсутствия методов расчёта.

Основное требование к методикам исследований – они должны обеспечивать подобие, модельность и переносимость результатов стендовых испытаний на штатное изделие в рамках выбранных границ моделирования штатного процесса, регламентировать порядок, условия, объём проведения испытаний и обработки результатов.

Изменения конструкции ТВС ВВЭР-1000 были вызваны необходимостью реализации следующих направлений развития:

 повышение экономических показателей (форсирование мощности действующих реакторов, увеличение глубины выгорания, удлинение топливных циклов, повышение надёжности топлива в рамках реализации «нулевого отказа»);

– повышение прочности TBC, исключение термомеханического искривления TBC и обеспечение проектного времени падения ОР СУЗ.

Эволюция механической части конструкции ТВС ВВЭР-1000 условно состояла из следующих наиболее значимых для механической прочности изменений: замена стальных деталей на циркониевые, сварное соединение НК и ДР, увеличение высоты ДР и толщины стенки ячейки и снижение длины линии контакта ячейки ДР, уменьшение количества решёток и увеличение длины пролёта твэла между ДР, введение перемешивающих решёток и антидебризного фильтра, замены несъёмной на съёмную головку ТВС, применение цангового нижнего узла крепления твэла, исключение нижнего крепления твэла. Следует отметить, что вносимые изменения контролируются нагрузками и воздействиями, которые не всегда бывают достаточно точно известны. При этом недостаток экспериментальных знаний по нагрузкам, деформациям, механизмам деградаций и свойствам материалов не может быть компенсирован расчётным моделированием какой угодно сложности, успех которого зависит от наличия и качества верифицирующих экспериментальных знаний. А консервативное повышение запасов прочности на степень незнания отягощает конструкцию и снижает экономические показатели и конкурентоспособность. На ТВС действуют множество факторов (включая облучение) одновременно, которые в полной совокупности невозможно воспроизвести на стендах ОКБ «ГИДРОПРЕСС», которые могут дать синергический эффект, то есть взаимно усилить влияние.

Многофакторное воздействие оценивалось на стенде «горячей обкатки», на стендах, имитирующих фрагменты ТВС, либо на АЭС при опытно-промышленной эксплуатацией опытных образцов новых ТВС.

Выбор границ моделирования – задача экспериментаторов, конструкторов, менеджеров.

Объектом исследования является тепловыделяющая сборка реактора с водой под давлением. Предмет исследований: прочность, целостность, работоспособность ТВС под действием нагрузок и воздействий в нормальных условиях эксплуатации (НУЭ) и при нарушении нормальных условий эксплуатации (ННУЭ) и проектных авариях (ПА).

Выполненные работы условно можно распределить по проблемам:

Термомеханическая прочность и устойчивость ТВС

Статические механические испытания ТВС на поперечный изгиб (исследование процесса деформирования и определение изгибной жесткости).

Испытания TBC на продольное сжатие, определение критической силы потери устойчивости TBC.

Испытания ТВС на термомеханические (циклические) воздействия с имитацией режимов «пуск-останов» и маневрирования 20 % мощности;

Испытания TBC на чистый изгиб (определение чувствительности прогиба TBC к температурному перекосу по противоположным граням TBC).

Измерение влияния кривизны ТВС на силы трения и время падения ОР СУЗ.

Испытания на прочность при падении утяжелённого ОР СУЗ.

Испытания образцов узла «твэл – фрагмент ДР» на трение с определением коэффициентов трения.

Вибропрочность ТВС при гидродинамических нагрузках

Модальный анализ ТВС, определение характеристик собственных колебаний ТВС, твэлов.

Определение характеристик вынужденных колебаний ТВС, твэлов в потоке теплоносителя.

Испытания фрагментов ТВС на гидродинамическую вибрацию и фреттинг-износ с оцен-кой запаса вибропрочности оболочек твэлов.

Испытания материалов ТВС на износ с оценкой коэффициентов износа материалов ТВС в условиях штатного ВХР.

Прочность ТВС при сейсмических воздействиях

Определение модальных характеристик ТВС при сейсмическом (кинематическом) возбуждении колебаний опор ТВС.

Исследование процесса удара ТВС о выгородку в потоке воды при МРЗ 7 баллов.

Сейсмические испытания ТВС в составе канала регулирования реактивности на сейсмостойкость при МРЗ 7 баллов с определением динамической характеристики и времени падения ОР СУЗ.

Прочность ТВС при аварийных воздействиях

Определение сил, действующих на модель ТВС при моделировании максимальной проектной аварии с разрывом главного циркуляционного трубопровода. Испытания ТВС на падение с высоты при нарушении ТТО.

Испытания ТВС на термомеханические нагрузки при МПА до температуры 650 °С.

Продемонстрируем комплекс экспериментального обоснования конструкции проектируемой ТВС на примере разработки ТВС нового поколения — ТВС-2, обладающей повышенной индивидуальной жёсткостью.

Наиболее значимыми для выбора решений и обоснования проекта ТВС-2 были 3 цикла экспериментальных исследований. Это испытания в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» около двух десятков полномасштабных макетов ТВС различных конструкций на поперечный изгиб [1] и термоциклические воздействия. А так же испытания фрагментов ТВС на продольное перемещение 312 образцов твэлов относительно сварного каркаса и исследования характеристик жёсткости ДР для определения, так называемых, локальных характеристик узлов сопряжений твэлов и НК, выполненные НЗХК и ГНЦ РФ – ФЭИ.

1. Термомеханическая прочность и устойчивость ТВС

1.1. Механические испытания ТВС на поперечный изгиб и на продольное сжатие

Была разработана методика и проведены исследования процесса поперечного изгиба TBC на стенде МПА, в процессе которых создавалось циклическое квазистатическое знакопеременное нагружение ДР TBC сосредоточенной поперечной силой. Регистрировался процесс деформации TBC в виде петли гистерезиса в координатах «сила-перемещение ДР». Стенд МПА состоит из воздушного циркуляционного контура, включающего колонку с макетом TBC, высокотемпературного насоса-вентилятора, двух электропечей мощностью около 700 кВт, автоматизированных систем измерений и управления воздушным циркуляционным контуром нагрева TBC, измерений перемещений ДР автоматизированной системой измерений перемещений, силы, температур (АСНИ, АСУТП).

Экспериментально было показано, что после смещения ДР УТВС на величину около 1 мм жёсткость УТВС резко падала в несколько раз, а затем оставалась постоянной при перемещении ДР на 10-15 мм. Механизм сопротивления ТВС поперечному изгибу был теоретически описан сотрудниками ГНЦ РФ – ФЭИ д.т.н. Ю.И. Лихачёвым и д.т.н. В.М. Трояновым [2] с использованием модели ТВС в которой возникают угловые моменты реакции опоры твэла в ячейках ДР. А.П. Устименко (НЗХК) [3] на модели твэла получил резкое снижение угловой жёсткости твэла в ДР после поворота твэла на угол ~ 0,1 градус. Таким образом, общими усилиями был описан механизм нелинейного сопротивления при поперечном изгибе ТВС, характеризующийся тем, что при увеличении поперечной силы и перемещении ДР, в узле контакта свэла с ячейкой ДР наряду с перезывающей силой возникает упругий момент реакции опоры твэла в ДР. Далее, после достижения некоторого порогового момента происходит переход от начальной упругой деформации опоры твэла в ячейке ДР к скольжению и повороту твэла. При переходе от покоя твэла относительного опорных выступов (пуклевок) ячейки ДР к угловому скольжению происходит резкое снижение момента реакции опоры и изгибной жёсткости макета УТВС. В результате испытаний более 20 макетов различных конструкций установлено, что изгибная жёсткость ТВС определяется материалами, способом соединения НК и ДР, натягом в соединении твэл – ДР, толщиной стенки ячейки, длиной линии контакта пукли с твэлом.

В результате расчётно-конструкторских, экспериментальных исследований коренными причинами формоизменения ТВС и застревания ОР СУЗ были признаны чрезмерное поджатие ТВС плитой БЗТ и низкая индивидуальная изгибная жёсткость «серийной» ТВС с каркасом из направляющих каналов и дистанционирующих решёток, соединённых силами «трения покоя». Для повышения индивидуальной жёсткости в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» был создан проект ТВС-2 с жёстким каркасом из направляющих каналов и ДР, соединённых сваркой вместо сил трения, как было в прототипе — «серийной» ТВС. Изгибная характеристика ТВС-2 имеет значительно большую жёсткость и меньшее неупругое сопротивление, выраженное в меньшей ширине петли гистерезиса. Сварной каркас ТВС-2 обеспечивал около 40% изгибной жёсткости, которая сохранялась и после выгорания ТВС.

Для оценки критической силы потери устойчивости ТВС была разработана методика испытаний ТВС на продольное сжатие по схеме Эйлеровой балки. Экспериментально была установлена линейная связь критической силы потери устойчивости ТВС при нагружении продольной силой сжатия макета с изгибной жёсткостью ТВС при поперечном изгибе.

1.2. Термомеханические испытания ТВС на чистый изгиб

Целью испытаний было определение чувствительности макета ТВС к перепаду температур по сечению ТВС. Чувствительность определялась как отношение прогиба макета ТВС 2М к разнице средних температур на параллельных гранях ТВС. Испытания были проведены на стенде максимальных проектных аварий (МПА). Стенд создавал условия чистого изгиба ТВС вследствие разных удлинений твэлов на противоположных гранях от градиента температур по сечению ТВС. Были испытаны несколько макетов разных конструкций. В процессе испытаний макета со сварным каркасом ТВС-2М перепад температуры между противоположными гранями менялся от минус 42 до плюс 42 °C со скоростью 40 °C/ч при средней температуре макета 320 °С и выдержкой 1 час на максимуме и минимуме температуры. В результате получены максимальные перемещения ТВС в сторону более нагретой грани на уровне ДР9 с размахом до 11,4 мм, что соответствует средней чувствительности макета к термоперекосу между противоположными гранями 13.6 мм/100°. При разнице температур 40 °C на гранях периферийной ТВС в активной зоне максимальный прогиб ТВС будет 5,4 мм. Механизм образования необратимого искривления ТВС может контролироваться процессами терморадиационной ползучести и удлинения твэлов, которые переводят обратимые деформации в необратимые. В отличие от петель гистерезиса при поперечном изгибе, на термопетлях гистерезис проявляется слабо – остаточный прогиб не превышает 1 мм, визуально поворота и проскальзывания твэла относительно опор-пуклёвок ячейки ДР не происходило. Остаточный прогиб после снятия термоградиента не превысил 1 мм.

1.3. Испытания ТВС на термомеханические (циклические) воздействия с имитацией режимов «пуск-останов» и маневрирования 20 % мощности

Целью работы было определение параметров деформации ТВС при термоциклических воздействиях. Была создана методика и проведены испытания различных макетов ТВС на циклические изменения температур, имитирующих колебания мощности реактора в пределах 100–80 % и 20–100 % на стенде МПА. В ходе термоциклических испытаний измеряли зависимости поперечных перемещений ДР и температуры ТВС от времени. Зависимости перемещений имели периодическую составляющую, изменяющуюся синхронно с температурой, и апериодическую составляющую (накопленный прогиб).

Результаты показали, что испытанные макеты условно можно разделить на две основные группы. Макеты «серийной» и УТВС относятся к группе с наибольшим накопленным прогибом, причем накопление прогиба ТВС с каркасом, «собранном на трении», происходило в течение всех циклов испытаний.

Макет со сварным каркасом ТВС-2 и макет УТВС с ограничительными втулками в соединении ДР и НК образовали вторую группу и имели накопленный прогиб около 1 мм. В ходе испытаний этих макетов процесс роста накопленного прогиба прекращался после 1-3 циклов нагрева – охлаждения. Испытания подтвердили гораздо большую, по сравнению с УТВС, стойкость макета ТВС-2М к формоизменению при циклических изменениях температуры и поперечных термоперекосах, имитирующих реакторные условия эксплуатации. Для макетов с малой изгибной жесткостью существенным фактором процесса накопления прогиба в термоциклических испытаниях является изменение продольной силы, составляющее заметную долю от критической силы потери устойчивости. Для макета серийной ТВС (со стальными ДР и НК) фактором, определяющим формоизменение, является различие коэффициентов термического расширения конструкционных материалов (нержавеющая сталь и сплав циркония) и высокие силы трения в узлах сопряжения твэлов и НК с ДР. Статистической обработкой результатов маневренных испытаний «серийной» ТВС получено регрессионное уравнение зависимости модуля главного вектора перемещений 8 ДР (R8) от основных значимых безразмерных параметров (незначимые отброшены): количества циклов (n), времени (t/24), продольной силы ($N_t/14$), относительного среднего перепада температур между противоположными гранями 5 и 2 (dT_{52}/T) . Модель выбрана перебором, из нескольких построенных вариантов по двум критериям: максимальному коэффициенту корреляции и минимальной стандартной ошибке.

$$R_8 = 9,15 \cdot n^{0,18} \cdot \left(\frac{t}{24}\right)^{0,13} \cdot \left(1 - \frac{N_t}{14}\right)^{1,26} \cdot \left(\frac{dT_{52}}{T}\right)^{0,32} \tag{1}$$

Модель описывает 96,3 % разброса данных, все факторы модели значимы с вероятностью 99 %, стандартная ошибка оценки R8 равна 0,05 мм, количество обработанных наблюдений вектора R8 и параметров представлено матрицей 770×5.

Модель учитывает все основные влияющие факторы. Методическая полезность такой феноменологической модели состоит в получении статистических доказательстве того, что найдены все значимые факторы, определяющие процесс термомеханического деформирования макета данной конструкции в данных условиях (без моделирования эффектов радиационной и температурной ползучести).

1.4. Измерение влияния кривизны ТВС на силы трения и время падения ОР СУЗ

В рамках решения проблемы термомеханического искривления ТВС и обеспечения проектного времени падения органов регулирования (ОР СУЗ) исследовали зависимости времени падения и силы трения ОР СУЗ от кривизны ТВС на стенде живучести с полномасштабным макетом ТВС в стоячей воде. ТВС искривляли по первым трём синусоидальным формам. Экспериментально было установлено [4], что критическим параметром, определяющим силу трения и застревание ПС СУЗ, являются не прогиб, а величина, обратная радиусу кривизны тепловыделяющей сборки и количество полуволн формы ТВС. К этой силе трения добавлялись локальные силы трения при прохождении концов ПЭЛов участков перегибов направляющих каналов. На этих участках происходила смена знака кривизны и образовывалась пара противоположно направленных поперечных сил с малым плечом на конце ПЭЛа. Изгиб тепловыделяющей сборки по II форме (типа «S») с амплитудами отклонения ДР № 12 и 4 на – 25 и 20 мм, близких к максимальной обнаруженной на АЭС амплитуде прогиба 25 мм почти не повлиял на время падения ПС СУЗ, хотя сила трения при перемещении ПС СУЗ в направляющих каналах достигала 146 Н. А изгиб по III форме с амплитудой прогиба ~ 13 мм привел к недопустимому замедлению падения и застреванию ПС СУЗ. Максимальная сила трения ПС СУЗ при этом превысила вес ОР СУЗ в воде (около 270 Н).

Следует отметить, что по причине методической сложности динамических измерений в потоке теплоносителя исследования выполнены в стоячей воде без моделирования гидравлического сопротивления падению ОР СУЗ от перепада давления и встречного скоростного напора теплоносителя. Сила сопротивления движению 18 ПЭЛов от перепада на активной зоне 176 кПа равна ~160 Н. Вклад скоростного напора неизвестен. Тем не менее, результаты имеют ценность, в частности, они пролили свет на механику торможения ОР СУЗ в искривлённой ТВС. Падение ОР СУЗ имеет два участка: разгонный-с положительным ускорением, и тормозной- с отрицательным ускорением. В точке перехода от одного участка к другому скорость падения максимальна и постоянна, то есть силы торможения равны движущей силе – весу ОР СУЗ в воде 270 Н. На участке торможения силы сопротивления превышают вес. Застревание происходит, когда в результате торможения скорость ОР СУЗ падает до нуля в точке, расположенной выше нижнего положения. Величина недохода определяется максимальной скоростью, набранной на участке разгона и величиной отрицательного ускорения на участке торможения, которое определяется величиной превышения силы торможения над весом ОР СУЗ. Моделирование гидравлического сопротивления приведёт к более раннему достижению этой точки перехода и меньшей максимальной скорости падения и, соответственно, увеличению времени падения. Результаты исследований использованы в решении задач обеспечения проектного времени падения ОР СУЗ и обоснования сейсмостойкости канала регулирования реактивности (КРР).

Проблема искривления ТВС и обеспечения проектного времени падения ОР СУЗ для ВВЭР-1000 была решена устранением причин накопления деформаций ТВС: повышением индивидуальной жёсткости ТВС за счёт сварного каркаса ТВС-2, снижением силы поджатия ТВС подрезанием платиков плиты БЗТ и увеличением веса ОР СУЗ.

1.5. Испытания ТВС на прочность при падении утяжелённого ПС СУЗ

Одним из способов решения проблемы застревания ОР СУЗ является повышение его веса, для чего были исследованы разработанные конструкции утяжеленного ПС СУЗ. При этом в связи с увеличением ударных нагрузок в процессе контакта с ТВС возник вопрос обоснования ударной прочности ТВС.

Целями исследований являлись:

- сравнение демпфирующих свойств головок ТВС различных конструкций;

- оценка ударной и циклической прочности деталей ОР СУЗ и ТВС;
- получение оценок ударной прочности ПС СУЗ при испытаниях с различными ТВС.

В ходе выполненных на стенде «сухое гнездо» исследований в стоячей воде и воздухе была разработана методика автоматизированных испытаний и проведены испытания тепловыделяющих сборок и ПС СУЗ различных конструкций. Разработана методика испытаний и измерены максимальные величины напряжений в ребрах захватной головки, оболочках ПЭЛов, в направляющих каналах. Определены величины ударных сил на ТВС, перемещений подвижной плиты головки ТВС, скоростей подлёта ОР СУЗ. Статистической обработкой получены регрессионные зависимости сил, деформаций, напряжений от скорости подлета ОР СУЗ в воздухе и воде. Описаны стадии процесса соударения ОР СУЗ и ТВС. Процесс удара ОР СУЗ с ТВС является сложным и представляет последовательность около 6-ти соударений деталей ОР СУЗ (захватная головка, ПЭЛы, штанга) и ТВС (шток, подвижная плита, пружинный блок) в процессе фазы торможения и фазы отскока ОР СУЗ.

Скорость деформации элементов ПС СУЗ при ударе о ТВС приближенно равно 1 е.о.д./сек. Ударная прочность захватной головки ПС СУЗ с высотой ребра 25 мм не была обеспечена и, поэтому высота ребра головки была увеличена до 35 мм. Показано, что ударная и циклическая прочность элементов ПС СУЗ и ТВС, испытанных конструкций обеспечена. Утяжеление ПС СУЗ с 16 до 18,5 кгс было реализовано затем в УТВС и последующих проектах ТВС.

Эффективными средствами снижения напряжений в элементах ПС СУЗ, ТВС и обеспечения их ударной и циклической прочности, реализованными в проектах модернизированной ТВС и УТВС являлись:

 введение в головку ТВС демпфирующего пружинного блока с увеличенным рабочим ходом с пониженной жёсткостью;

- снижение массы подвижной плиты головки TBC;
- снижение скорости подлета ПС СУЗ, увеличение высоты ребра захватной головки.

1.6. Испытания образцов узла «твэл – фрагмент ДР» на трение

В процессе проектирования ТВС-2 возникло опасение, что сварка ДР с НК приведёт к нагружению ДР силами трения со стороны твэлов, удлиняющихся от терморадиационного роста и разрушению ДР ТВС. Эксперименты НЗХК на двух пролётных моделях ТВС с синхронным проталкиванием 312 образцов твэлов относительно сварного каркаса привели к депланации и разрушению ДР нескольких макетов силами, доходящими до 120 кН. Эти экспериментальные результаты «подтвердили» феномен «закусывания» твэла в ячейке, который явился следствием взаимозависимых процессов с положительной обратной связью. Увеличение продольной силы трения приводило к росту угловой несоосности ячейки и твэла, что увеличивало момент реакции опоры твэла в этой ДР, силу трения, и т.д. Результаты были избыточно консервативны, поскольку не моделировалось оксидированное состояние поверхностей контакта, вибрация, температура, среда. Результаты испытаний способствовали кардинальным изменениям конструкции. Таким как, уменьшению высоты пуклёвки ячейки ДР с 12 до 4 мм для снижения вероятности «закусывания», увеличению высоты ДР с 20 до 30 мм для увеличения жёсткости ДР. Опыт эксплуатации ТВС-2 показал, что с помощью такой конструкции ТВС проблема обеспечения проектного времени падения ОР СУЗ была решена в течение 2 кампаний и в дальнейшем можно было оптимизировать характеристики (жесткость каркаса, гидравлическое сопротивление, масса топлива в ТВС), что привело к уменьшению количества ДР с 15 до 12 для снижения коэффициента гидравлического сопротивления и увеличению длины пролёта твэл с 255 до 340 мм.

Решения, реализованные в ТВС 2, породили достаточно большую серию расчётноэкспериментальных исследований в области обоснования термомеханической, вибрационной, статической прочности ТВС 2 и весьма существенно обогатили практику конструирования ТВС экспериментальными и расчётными знаниями. Однако, эксперименты, НЗХК вызывали сомнения и вопросы в части модельности и подобия условий испытаний реакторным в области трибологии. Для прояснения этих вопросов были выполнены исследования зависимостей коэффициентов трения в паре оболочка твэла – ДР от конструкционных и эксплуатационных факторов: состояния поверхностей образцов, вибрации, скорости относительного скольжения на специально разработанном устройстве (трибометре) с возвратно-поступательным относительным скольжением образца оболочки твэла относительно трёх фрагментов (пуклёвках) ячейки ДР [5].

Результаты выполненных в ОКБ «ГИДРОПРЕСС» систематических испытаний выявили следующие закономерности: при трении образцов оболочек твэлов и ячеек ДР в состоянии поставки (как было реализовано в испытаниях НЗХК) коэффициент трения в среднем составлял 0,5–0,6. Трение автоклавированных образцов, покрытых прочной окисной плёнкой (как в реакторе) характеризовалось коэффициентами трения в диапазоне 0,1–0,2. В реакторе поток теплоносителя возбуждает вибрационное поперечное перемещение оболочки твэла относительно пуклёвки ячейки ДР, которое может влиять на коэффициент трения при продольном удлинении твэла. Для оценки этого влияния выполнены испытания образцов с одиночным контактом пуклёвки ячейки с оболочкой на трибометре UMT-3 в условиях вибрации в поперечном направлении по отношению к направлению поступательного движения вдоль оси образца твэла. Испытания с поперечной вибрацией показали существенное снижение усилия продольного перемещения образца твэла относительно образца ячейки ДР, которое соответствовало эффективному коэффициенту трения порядка 0,03. Эта величина характерна только для режимов испытаний автоклавированных образцов с поперечной вибрацией на частоте 16 Герц и продольной скоростью скольжения 1 мкм/с. В ТВС твэл контактирует с тремя пуклёвками ячейки ДР, поэтому встал вопрос: как повлияет на К_{тр} вибрация в сопряжении твэла с ячейкой ДР? В результате испытаний на трибометре UMT-3 получено снижение усилия при продольном перемещении твэльной оболочки относительно штатной ячейки ДР на 30 % от поперечной вибрации при продольной скорости скольжения 1 мкм/с. Температура и среда статистически значимого влияния на коэффициент трения не оказывают.

Следует отметить, что в нормальных условиях эксплуатации ТВС в реакторе не бывает условий без оксидной плёнки на твэлах и ДР, без вибрации, с синхронным перемещением всех 312 твэлов относительного ячеек ДР со скоростью 10 мкм/с. Средняя скорость радиационного роста твэла при удлинении ~ 30 мм за 3 года равна $3 \cdot 10^{-4}$ мкм/с. $3 \cdot 10^{-4}$ мкм — величина, на несколько порядков меньше характерного размера шероховатости. В условиях такой низкой скорости, неравномерного нейтронного потока и с учётом упругости контакта следует ожидать, что процесс скольжения каждого твэла относительно каждой из ДР каркаса будет прерывистым, скачкообразным и индивидуальным, а не синхронизированным с другими твэлами.

То есть, невероятно, чтобы 312 твэлов двигались относительно ДР с одинаковой скоростью одновременно и синхронно, как в экспериментах по продвижению 312 твэлов через каркас. Таким образом, измеренная максимальная сила трения до 120 кН в экспериментах НЗХК была получена созданием одновременно четырёх маловероятных условий и является следствием недостатка знаний на тот момент и методических ошибок. Что привело к консервативным конструкторским решениям со значительным запасом.

2. Вибропрочность ТВС при гидродинамических нагрузках

В процессе эксплуатации вследствие радиационной ползучести материала ДР происходит релаксация упругих сил, обеспечивающих начальный натяг в сопряжении твэла с ячейкой ДР и уменьшение наружного диаметра твэльных оболочек. На определённом этапе исходные натяги в сопряжении твэл – дистанционирующая решётка (ДР) исчезают почти на всех ДР, кроме верхней в районе газосборника. Появляются зазоры, которые создают условия для трения скольжения твэла относительно фиксирующих выступов ячейки ДР в процессе колебаний твэлов. Фреттинг-износ твэлов в контакте с ДР на протяжении многих лет занимал лидирующие места в статистике причин отказов зарубежного топлива, что, по-видимому, связано с особенностями его конструкции.

В связи с опасностью фреттинг-износа оболочки твэла в контакте с ДР выполнялись исследования устойчивости твэлов к фреттинг-износу на однотвэльных моделях ТВС, а также исследования собственных и вынужденных колебаний ТВС.

2.1. Модальный анализ ТВС

Целью модальных исследований являлась проверка отстройки от резонансов твэлов ТВС ВВЭР (АЭС-2006, ТВС-2М), РWR (ТВС-К). А также получение динамических характеристик твэлов и ТВС (частоты, формы, коэффициенты демпфирования колебаний) при гидравлическом, необходимые для верификации расчётов.

Исследования модальных характеристик выполнены на стенде собираемости и стенде сейсмических и вибрационных испытаний (ССВИ) [6]. Как было показано исследованиями, 6 макетов различных конструкций в воздухе собственные частоты ТВС определяются изгибной

жесткостью и массой ТВС. Экспериментальные оценки имели хорошее совпадение с расчётными, выполненными сотрудниками НИЦ КИ под руководством А.А. Тутнова. Крутильные колебания были предсказаны НИЦ КИ и обнаружены в экспериментальных исследованиях. При штатных натягах в пролете длиной 255 мм собственная частота твэла составляет от 140 до 260 Гц, в пролете 340 мм – от 90 до 150 Гц, в пролете 510 мм – от 48,5 до 66 Гц. В пролете длиной 510 мм ТВС-К при наличии зазора в узлах «твэл – ячейка ДР» 0,2 мм происходит снижение собственных частот твэла до 39,5–64,5 Гц. Отстройка от резонанса тем лучше, чем меньше длина пролёта твэла. Факторами, влияющими на собственную частоту пролета твэла, являются его длина, погонная масса и условия опирания твэла в ДР (величина натяга или зазора). С достаточной для практики точностью экспериментально подтверждается теоретическое соотношение для оценки частоты собственных колебаний твэла по схеме двухопорной балки как: $f \sim L^{-2}$, где: L – длина пролёта твэла между соседними ДР.

При переходе от воздуха к стоячей воде собственные частоты снижаются в среднем на 14 % вследствие «утяжеления» ТВС за счет присоединенной массы теплоносителя. В воздухе и стоячей воде коэффициенты демпфирования собственных колебаний ТВС не превышают 5 % от критического.

2.2. Испытания ТВС на гидродинамически возбуждаемую вибрацию

Колебания ТВС в воде исследовались на ССВИ. Стенд воспроизводит идентичные штатным условия закрепления ТВС в колонке стенда и штатный перепад давления холодной (до 40– 80 °C) воды на ТВС. Стенд воспроизводит сейсмические акселерограммы в реальном масштабе времени на 6-ти опорах ТВС и привода СУЗ ШЭМ 3 по двум ортогональным горизонтальным осям. Современные цифровые АСНИ и АСУТП позволяют проводить измерения ускорений, виброскоростей лазерными виброметрами через прозрачные окна в колонке с ТВС. При переходе от стоячей воды к потоку происходит снижение собственных частот колебаний ТВС еще на 6 %, по сравнению со стоячей водой [7].

В спектрах колебаний в потоке теплоносителя можно идентифицировать: колебания твэлов на частотах пульсаций давления теплоносителя (частотах циркуляционного насоса: оборотной 24,8 Гц, лопаточной 148,8 Гц). А также колебания на собственных частотах пролётов твэлов и широкополосный шум, вызванный турбулентным режимом течения теплоносителя. Увеличение виброскорости резонансных колебаний твэла ТВС-К на частоте 33 Гц с увеличением расхода теплоносителя описывается квадратичной зависимостью с коэффициентом корреляции, близким к 1.

Коэффициент демпфирования резонансных колебаний твэлов в потоке составляет 30% от критического и практически не зависит от амплитуды колебаний, тогда как на воздухе он максимален при амплитуде около 1 м/с². Что касается колебаний твэлов на частотах, близких к собственным частотам, определенным на воздухе, то в потоке воды с номинальным расходом они наблюдались только в пролетах, имеющих длину 340 мм и выше, то есть пролёты твэлов меньшей длины отстроены от резонанса.

Проведённые исследования привели к выводу, что фреттинг-износ оболочек твэлов в контакте с ДР контролируется механизмом резонансных колебаний твэлов, а не колебаниями TBC, как двухопорной балки.

2.3. Испытания фрагментов ТВС на устойчивость к фреттинг-износу

Целью работы было определение запаса вибропрочности твэла путём сравнения предельного уровня виброускорения твэла с измеренным на ТВС при пуско-наладке.

В качестве материалов образцов дистанционирующих решеток использовались сплав циркония Э110 и нержавеющая сталь 08Х18Н10Т. Основная методическая задача состояла в воспроизведении в стендовых условиях условий процесса фреттинг-коррозии идентичного штатному, кроме облучения [8]. Модельность, подобие воспроизводимого процесса и переносимость результатов на штатную ТВС обеспечивались моделью одиночного твэла с необходимым количеством опор-фрагментов ДР. А также штатными параметрами водно-химического режима теплоносителя. Вибрация твэла создавалась бесконтактным электромагнитным вибратором и контролировалась встроенным в образец твэла акселерометром. На специально построенном стенде с 10 моделями твэла было проведено два этапа ресурсных испытаний на фреттинг-износ, каждый в объеме 750 часов. На первом этапе проводились сравнительные испытания циркониевой и нержавеющей решеток. Для испытаний выбраны частоты вынуждающей силы, действующей на образцы твэлов равные 32, 64, 210 Гц. Амплитуды виброускорений задавались в диапазоне 5–30 м/ с². В процессе ревизии на 9 образцах твэлов и ДР износа не было обнаружено. На одном образце твэла с параметрами испытаний: ускорение 30 м/с², частота 32 Гц, зазор 0,1 мм наблюдался фактически полный износ образца, как со стороны нержавеющей ДР, так и со стороны циркониевой ДР. Образец циркониевой ДР был изношен до разрушения (центральная ячейка), на образце нержавеющей ДР наблюдался также большой износ. Площадки износа на оболочке повторяют геометрию пуклевок. На втором этапе испытаний в модели были установлены образцы нержавеющей ДР в парах с образцами циркониевых ДР толщиной 0,25 мм с длиной линии контакта пуклевок ячеек с твэлом 12 мм. Комбинации условий при которых был получен износ на первом этапе были воспроизведены с уменьшенной амплитудой виброускорений в два раза (ускорение 15 м/с², частота 32 Гц, зазор 0,1 мм) в одном варианте и с отсутствием зазора (ускорение 30 м/с², частота 32 Гц, зазор 0 мм) в другом.

После ресурсных испытаний в объеме 750 часов износа не обнаружено. Таким образом, технически неприемлемые фреттинг-повреждения образцов оболочек твэлов получены только при уровне виброускорений, превышающем 30 м/c^2 и наличии зазоров в сопряжениях «твэл – ДР». Отсутствие износа на 19 парах образцов при сопряжении «твэл – ДР» как с зазорами, так и с натягом показывают, что даже очень высокие уровни вибрации (до 30 м/c^2) не привели к фреттинг-повреждениях беззазорного сопряжения, а в сопряжении с зазором 0,1 мм износа не было при 15 м/c². С учетом измеренных на АЭС с ВВЭР-1000 амплитуд, не превышающих 6 м/c² пришли к выводу, что испытанные образцы узлов сопряжения УТВС с пролетами твэлов по 255 мм обладают не менее чем 2-кратным запасом износостойкости в наиболее консервативном варианте сопряжения с зазорами между твэлом и ДР.

Используя вышеописанную методику, были проведены испытания 8-ми моделей твэлов ТВС-КВАДРАТ для реактора PWR и проводятся исытания 4-х моделей ТВС с незакреплёнными твэлами на фреттинг-коррозию. Методика позволяет определить требуемый НП094-15 запас вибропрочности твэла по механизму фреттинг-износа.

2.4. Испытания образцов материалов ТВС на фреттинг-износ, определение коэффициентов износа

Материалы элементов тепловыделяющих кассет в виде образцов твэла и ячейки ДР испытывались на фреттинг-коррозию на шести моделях, которые последовательно были включены в гидравлический контур стенда с штатными темпертурой и ВХР. Модель содержит автоклав высокого давления и реализует контролируемое относительное возвратнопоступательное трение образцов с заданными частотой, амплитудой виброперемещений и нормальной контактной силой. Полученые параметры массового износа пересчитывались по формуле Хрущёва – Арчарда в коэффициент износа. Сравнение результатов (с учетом разброса) позволяет сделать выводы о том, что средние оценки коэффициентов изнашивания образцов оболочек твэлов испытанных в парах с контробразцами из сплавов 08X18H10T и Э110 равны. А средняя оценка коэффициента износа контробразцов из нержавеющей стали в 14 раз меньше, чем средняя оценка коэффициента износа контробразцов из циркониевого сплава Э110. Следует отметить, что, как и в зарубежных исследованиях, получен достаточно большой разброс результатов испытаний относительно среднего. Результаты использованы в расчётной методике оценки фреттинг-износа оболочек твэлов [9].

3. Испытания ТВС на сейсмические воздействия

В соответствии с нормативными требованиями НП-031 в случае МРЗ АЭС должна быть остановлена и переведена в безопасное состояние с возможностью разборки активной зоны. К оборудованию 1 категории сейсмостойкости, в том числе и к ТВС, при МРЗ предьявляется требование сохранить функцию обеспечения безопасности. Что означает, в частности, обеспечение возможности введения ПЭЛов в направляющие каналы (НК) ТВС за проектное время (не более 4 с). В связи с чем, возникает задача оценки деформаций и остаточного формоизменения ТВС в процессе и после МРЗ. Это требование порождает задачи оценки деформации ТВС, НК и сил удара ТВС о выгородку в процессе МРЗ.

3.1. Сейсмические испытания ТВС с определением модальных характеристик

Испытания были выполнены на стенде собираемости кинематическим возбуждением двумя вибраторами колебаний опор ТВС, подвешенной на тросе. Исследовались изменения пе-

редаточных характеристик в диапазоне частот 5–20 Гц от амплитуды ускорения опор TBC, которая изменялась от 0,2 до 5 м/с². При амплитудах ускорения опор свыше 1 м/с² частоты собственных колебаний по 3 форме снижались от ~13 Гц до ~8 Гц, а коэффициенты демпфирования увеличивались на порядок. Сначала ширина пика и, соответственно, демпфирование росли, а затем снижались.

Как было показано испытаниями на поперечный изгиб, ТВС является нелинейной динамической системой. Нелинейность контролируется переходом твэлов от покоя к трению скольжения в соединениях с ДР при увеличении амплитуды колебаний и проявлением в сопряжении «твэл – ДР» механизма сухого трения скольжения. Происходит уменьшение изгибной жесткости ТВС, что вызывает снижение резонансных частот, и увеличивается диссипация энергии колебаний за счёт углового трения скольжения в парах твэл – ДР. В стоячей воде и в потоке теплоносителя также наблюдается влияние большой амплитуды воздействия на резонансные частоты. Эти впервые полученные результаты привели к корректировке расчетных моделей для учёта обнаруженных феноменов.

На ССВИ кинематическим возбуждением колебаний опор ТВС в воде определены передаточные функции ТВС в воде как отношение спектров отклика (перемещений или ускорений ТВС) и воздействия (перемещений или ускорений опор). По временным зависимостям установлено, что колебания всех ДР и опор ТВС близки к синфазным, а размахи перемещений ДР относительно опор составляют менее половины от абсолютных перемещений опор, То есть резонансов ТВС нет. Аналогичные результаты получены и в модальных испытаниях ТВС, в тех частотных диапазонах, где сейсмическое воздействие незначительно. В частотных диапазонах, на которые приходится максимальное воздействие, передаточные функции, как правило, близки к единице, что говорит об отсутствии резонансных откликов ТВС вследствие демпфирования до 30 % от критического. Этот вывод совпадает с опубликованным выводом французских исследователей. Этот результат, полученный впервые в России, имеет большое научное и практическое значение для обеспечения вибропрочности ТВС, поскольку ранее в расчётах использовалось представление о линейно-спектральном резонансном отклике ТВС на первых собственных частотах.

3.2. Определение силы удара ТВС о выгородку в потоке воды

В начале 2000 гг. были выполнены расчёты деформирования активной зоны при МРЗ на методом линейно-спектрального анализа. ТВС рассматривалась как линейная динамическая система, деформирующаяся преимущественно по первой форме, а коэффициент демпфирования принимался равным 0,02. Результаты независимых предтестовых расчетов сил удара ТВС о выгородку, выполненных двумя организациями для двух конструкций ТВС-2М и ТВСА, имеющих близкие динамические характеристики, отличались в несколько раз, а максимальная сила удара на одну ДР достигала 18 кН. Разница была обусловлена методической погрешностью, изза отсутствия экспериментальных данных для верификации расчётных моделей.

Это послужило поводом для экспериментальных исследований процесса удара на стенде ССВИ для верификации расчётных моделей [10]. Колонка стенда была оснащена силоизмерителями для измерения силы удара ДР о выгородку в потоке воды при МРЗ 7 баллов. В экспериментах на одиночной ТВС максимальная сила удара ТВС не превышала 6 кН. Обоснование прочности ТВС при воздействии горизонтальных сжимающих нагрузок, возникающих в активной зоне при землетрясениях, проводилось на основании расчетов ударных сил взаимодействия между ТВС и ВКУ и их сопоставления с предельными сжимающими усилиями, определенными в испытаниях ДР на статическое сжатие.

3.3. Испытания канала регулирования реактивности на сейсмостойкость при MP3 7 баллов

Целью испытаний канала регулирования реактивности (КРР) в составе ТВС, БЗТ и привода СУЗ ШЭМ-3 на сейсмостойкость при МРЗ 7 баллов по шкале MSK-64 было получение времени падения ОР СУЗ при МРЗ площадок НВАЭС 2 и ЛАЭС 2.

Была разработана методика сейсмических испытаний КРР ВВЭР-1000 и создан стенд с имитацией горизонтальных сейсмических колебаний КРР [11]. Методика испытаний характеризуется двухосным возбуждением колебаний опор ТВС и привода СУЗ ШЭМ-3 на трёх высотных уровнях, воспроизведением низкочастотной длинноходовой части спектра сейсмического воздействия. А также отсутствием вертикального воздействия, воспроизведением расчётных сейсмограмм в режиме реального времени, наличием АСУТП и ПО TWR, позволяющем воспроизводить целевые сейсмограммы с высокой точностью. Проведены испытания привода СУЗ ШЭМ-3 и TBC АЭС-2006 на сейсмостойкость при имитации сейсмограмм землетрясений силой 7 баллов, рассчитанных для площадки НВАЭС-2. Было проведено 15 сбросов ОР СУЗ при перепаде давления на TBC 176 кПа, равном верхнему расчетному значению перепада давления на активной зоне РУ В-392М. Время падения ОР СУЗ при сбросах с имитацией МРЗ не превышало проектной основы 4,0 с. Оно находилось в диапазоне от 2,46 до 3,10 с (в среднем 2,80 с). Воспроизведение сейсмограмм МРЗ на опорах ТВС и привода СУЗ ШЭМ-3 приводило к увеличению среднего времени падения ОР СУЗ на 0,82 с. Показано, что сейсмостойкость КРР обеспечена, прочность TBC обеспечена.

4. Испытания ТВС на аварийные воздействия

4.1. Исследование гидродинамических сил, действующих на модель ТВС при проектной аварии с разрывом трубопровода

Целью экспериментальных исследований являлось исследование сил и распределения статических (по Бернулли) давлений во времени во внутреннем пространстве корпуса высокого давления с имитатором ТВС в процессе разуплотнения контура, необходимых для верификации расчётного кода [12]. Моделировалась проектная авария с мгновенным разрывом трубопровода высокого давления. Задача: получение экспериментальных данных по перепаду давлений и сил на торцах ТВС при разрыве трубопровода, необходимых для верификации расчетной программы.

Была разработана методика исследований, основанная на воспроизведении процесса «гильотинного» разрыва трубопровода и прохождения ударной волны спада давления вдоль модели ТВС, создающего перепад давления теплоносителя на торцах ТВС. Построенный стенд включает в себя гидравлический контур с теплоносителем штатных параметров, модель ТВС в трубе – корпусе высокого давления, разрывное мембранное устройство, автоматизированные системы измерений и управления.

Модель ТВС представляет собой трубный пучок с ориентацией осей труб вдоль трубыкорпуса и по направлению истечения. Пучок состоит из 19 труб 76×6 мм с гексагональным расположением, соединенных сваркой через ДР, расположенные с шагом 500 мм. Торцы труб, образующих пучок, не заглушены. Крепление трубного пучка к корпусу осуществляется в четырех точках в районе торцев.

В процессе истечения рабочей среды на трубный пучок действуют силы, обусловленные разностью давлений на противоположных торцах труб. По результатам проведенных экспериментов были изучены характеристики динамических давлений и получены оценки переменной силы, возникающей от перепада давления между торцами пучка. Сила действует на трубный пучок в направлении истечения пара. Частота колебаний продольной силы была около 180 Гц, максимальная в реализованных экспериментах сила достигала 30 кН в направлении истечения.

При этом во всех экспериментах суммарный импульс силы в направлении истечения был больше, чем в противоположном направлении.

Выполнены исследования гидродинамических сил, действующих на модель ТВС при имитации разрыва трубопровода при различных параметрах рабочей среды в модели перед разрывом: давление в диапазоне 5,8–12,3 МПа; температура в диапазоне 135–235 °C.

Диаметр канала истечения рабочей среды для всех экспериментов был равен 60 мм.

Получены нестационарные распределения давления в модели при имитации разрыва трубопровода. Установлены закономерности пространственного и временного распределения давлений по модели после имитации разрыва трубопровода.

4.2. Испытания ТВС на падение с высоты при нарушении ТТО

В соответствии с правилами безопасности при хранении и транспортировании ядерного топлива требуется обеспечить ядерную и радиационную безопасность при транспортировании топлива, в частности необходимы экспериментальные данные по деформированию ТВС при падении с высоты и падении предметов в бассейн выдержки ТВС. Испытания проведены с целью получения экспериментальных данных для верификации программного комплекса LS-DYNA. Задачами испытаний были: измерения динамических ускорений, сил, деформаций при падениях моделей ТВС на жесткие основания и при падении предметов на модели секции стеллажей бассейна выдержки. Впервые была разработана методика, построен стенд, выполне-

ны скоростная видеосъёмка, исследованы процессы изменений во времени ускорения, деформации, силы удара при падениях 14 моделей и полномасштабного макета ТВС на жесткое основание, а также на элементы секции бассейна выдержки. Определены динамические и остаточные деформации моделей, возникающих в результате падения; исследован механизм деформирования и разрушения деталей моделей и ТВС. Разработана методика цифрового реалистического моделирования ударного деформирования ТВС. Выполнены расчёт деформирования макета TBC, верификация программы LS DYNA [13]. В результате вертикального падения ТВС с высоты 9 метров у макета произошло разрушение нижней решётки по линиям контакта с опорными ребрами, деформации хвостовика в сферической и нижней части цилиндрической части. Нарушения целостности оболочек твэлов при ударе об основание не произошло. Наибольшие деформации ДР и твэлов отмечены в двух нижних пролетах. В нижнем пролете произошло сближение твэлов. Наименьший прогиб имели угловые твэлы. Показано, что как при вертикальном (с высоты 9 метров), так и горизонтальном (из вертикального положениястоя) падениях целостность твэлов деформированного макета не нарушается. Показано хорошее совпадение расчётных и экспериментальных оценок параметров деформаций, ускорений, как для 14 испытанных фрагментов ТВС, так и для полномасштабного макета. Разница расчётных и экспериментальных оценок не превышает 1-8 %. Расчётный анализ аварийных ситуаций с облучённым топливом может быть верифицирован с использованием механических свойств облучённых материалов и результатов описанных выше испытаний. Получено лучшее понимание процесса деформирования ТВС при падении с высоты, позволяющее улучшить расчёты ядерной безопасности, оптимизировать транспортное оборудование. Результаты использованы для верификации ПО LS-DYNA.

4.3. Испытания ТВС на температуру до 650 °С

Для проектных аварий с потерей теплоносителя наиболее опасной является ситуация мгновенного разрыва входного главного циркуляционного трубопровода. По расчётам повышение температуры происходит у всех твэлов, что в сочетании со снижением давления теплоносителя, как показали эксперименты, создает предпосылки к раздутию оболочек твэлов. Целью исследований было получение экспериментальных данных, необходимых для расчётной оценки формоизменения ТВС и её элементов в режиме максимальной проектной аварии (МПА) с потерей теплоносителя. Задачами были разработка методики испытаний макета ТВС на температурно-силовые воздействия, методик высокотемпературных нагрева ТВС и измерений перемещений ДР ТВС. Для изучения процессов термомеханического деформирования были выполнены экспериментальные исследования макета УТВС и расчётное обоснование для ТВС АЭС 2006 [14].

Выбранный сценарий испытания в режиме температурной имитации аварии с потерей теплоносителя включал в себя разогрев усовершенствованной ТВС от 20 до 320 °С со скоростью 60 С/ч; выдержку при средней температуре ТВС 320 °С в течение 1 ч; разогрев до максимальной температуры штатной УТВС (668±13) °С со скоростью от 40 до 50 °С/ч с кратковременным нагружением поперечной силой 0,25 кН для имитации воздействия соседней ТВС; выдержку при максимальной температуре УТВС в течение 6 ч при продольном поджатии от 9 до 30 мм от исходного состояния при 20 °C; расхолаживание до 20 °C без принудительной циркуляции воздуха в контуре. Испытания привели к раздутию оболочек твэлов и увеличению размера ДР «под ключ» вследствие значительно большей скорости ползучести циркониевого сплава Э110 при 650 °C, чем при 320 °C и значительно большем, чем расчётное, времени высокотемпературного воздействия. Разброс размеров диаметров угловых твэлов в районе ДР8 составлял от 9.99 до 10.72 мм. Максимальное раздутие оболочек твэлов равнялось 10.72 мм (что соответствует окружной деформации 18 %) наблюдалось в средней по высоте части ТВС, где температура оболочек твэлов была максимальной. Максимальный размер ДР «под ключ» равный 244,2 мм наблюдался на ДР7, в районе наибольшего раздутия оболочек твэлов (по сравнению с проектным номинальным размером 235,1 мм). Результаты испытаний были использованы в расчетах формоизменения ДР ТВС-2006 в процессе МПА. Верификация расчетной модели раздутия оболочек твэлов выполнялась путем моделирования эксперимента по высокотемпературному нагружению УТВС. С точки зрения изменения размеров ДР «под ключ» важным является рассмотрение совместного деформирования твэлов и ДР. Изменение температуры твэлов во время аварии принято для наиболее горячего участка твэльной оболочки. Консервативно принято, что температура ячеек ДР равна температуре оболочек твэлов. Начальный диаметр твэлов принят равным 9,1 мм. Нагружение осуществлялось давлением, прикладываемым к внутренней поверхности твэлов и усилиями на торцах. В результате расчета при проектных и экспериментальных условиях формоизменения ДР для избыточных давлений в твэле от 2 до 10 МПа получены деформации твэла и ДР. Получено, что в ходе аварии с временами стадии воздействий, соответствующих проектному сценарию не происходит значительного формоизменения ДР, препятствующего процессу выгрузки АЗ после аварии. Так, при избыточном внутреннем давлении под оболочкой твэла, равного 10 МПа, остаточное увеличение размеров «под ключ» ДР ТВС-2006, согласно полученным результатам, составляет порядка 0,06 мм. Результаты использованы в отчётной документации по обоснованию безопасности РУ строящихся АЭС.

Выводы

1. Результаты исследований поперечного изгиба и продольной устойчивости макетов ТВС различных конструкций использованы для создании «жёсткой» ТВС. Исследования термомеханического формоизменения макетов ТВС подтвердили конструкторские решения, обеспечившие гораздо большую стойкость макета ТВС-2М к формоизменению при циклических изменениях температуры, по сравнению УТВС.

2. Статистической обработкой данных по маневренным испытаниям «серийной» ТВС получена модель, которая описывает 96,3 % разброса данных. Модель учитывает все основные влияющие факторы, определяющие процесс термомеханического деформирования макета данной конструкции в данных условиях испытаний.

3. Испытаниями ТВС в стоячей воде на «застревание» ОР СУЗ показано, что основным критическим параметром, определяющим силу трения и застревание ПС СУЗ, являются не прогиб, а величина, обратная радиусу кривизны тепловыделяющей сборки и количество полуволн изгибной формы ТВС.

4. Испытаниями ТВС на прочность при падении утяжелённого ПС СУЗ обоснованы эффективность конструкторских решений для снижения напряжений в элементах ПС СУЗ, ТВС и обеспечения их ударной и циклической прочности.

5. Трибологические исследования ТВС в значительной мере стирают «белое пятно» в востребованных знаниях. Показано, что эксплуатационные факторы, например, вибрация и образование защитных плёнок значительно снижают силы трения. Эти исследования являются перспективными в плане снижения консерватизма и оптимизации ТВС.

6. Средние оценки коэффициентов изнашивания образцов оболочек твэлов испытанных в теплоносителе со штатным ВХР в парах с контробразцами из сплавов 08Х18Н10Т и Э110 равны. А средняя оценка коэффициента износа контробразцов из нержавеющей стали в 14 раз меньше, чем контробразцов из циркониевого сплава Э110.

7. Испытанные на фреттинг образцы узлов сопряжения УТВС с пролетами твэлов по 255 мм обладают значительным запасом износостойкости в наиболее консервативном варианте сопряжения с зазорами между твэлом и ДР. Методика успешно использована для испытаний 8 моделей твэлов ТВС-КВАДРАТ и испытаний 4 моделей ТВС с незакреплёнными твэлами.

8. Собственные частоты колебаний ТВС в воздухе определяются изгибной жесткостью и массой ТВС. Полученные экспериментальные оценки и расчётные оценки частот собственных колебаний, выполненные в РНЦ КИ, имели хорошее совпадение.

9. В потоке теплоносителя коэффициенты демпфирования собственных колебаний ТВС возрастают по сравнению с воздухом до 30 % от критического.

10. Фреттинг-износ оболочек твэлов в контакте с ДР контролируется механизмом резонансных колебаний твэлов, а не колебаниями ТВС, как двухопорной балки. Резонанс ТВС в потоке воды отсутствует вследствие высокого демпфирования.

11. ТВС является нелинейной динамической системой. При амплитудах ускорения опор свыше 1 м/c^2 у некоторых конструкций ТВС, испытанных в воздухе резонансные частоты снижались в 2 раза по сравнению с частотами собственных колебаний, а коэффициенты демпфирования увеличивались на порядок. Эти результаты были использованы для корректировок расчетных моделей с учётом обнаруженных феноменов.

12. По результатам исследований процессов колебаний и удара ТВС о выгородку при MP3 расчётный линейно-спектральный метод был заменён на метод динамического анализа, а также верифицированы расчётные программы.

13. Прочность, целостность, работоспособность ТВС обоснована испытаниями на МРЗ 7 баллов обобщённой площадки АЭС-2006. Работоспособность ТВС как части канала регулиро-

вания реактивности (КРР) подтверждена временем падения ОР СУЗ, которое, в среднем для двух реакторов АЭС-2006, составило 2,8 с, то есть меньше 4,0 с.

14. Установлены экспериментальные закономерности пространственного и временного распределения давлений теплоносителя по модели ТВС после имитации разрыва трубопровода. Результаты использованы для верификации ПО РАДИУС-3D.

15. Динамические характеристики при падениях 14 моделей и полномасштабного макета ТВС на жесткое основание; исследован механизм деформирования и разрушения деталей моделей и ТВС. Показано, что при вертикальном и горизонтальном падении полномасштабного макета ТВС целостность твэлов деформированного макета не нарушается. Результаты использованы для верификации ПО LS-DYNA.

16. Испытания УТВС на температуру выше 600 °С были использованы для верификации расчетов ТВС-2006 для проектного сценария LOCA, которые показали, что в ходе аварии не происходит значительного формоизменения ДР, препятствующего процессу выгрузки АЗ после аварии.

Список литературы

- 1. Драгунов Ю.Г., Селезнев А.В., Васильченко И.Н., Кобелев С.Н., Семишкин В.П., Макаров В.В., Афанасьев А.В., Пузанов Д.Н. Экспериментальные и расчётные исследования жёсткости и формоизменения необлучённых ТВС ВВЭР-1000 // Вопросы атомной науки и техники. Серия: Обеспечение безопасности АЭС. 2004. № 5.
- 2. Троянов В.М., Лихачев Ю.И., Фоломеев В.И. Метод расчета продольно-поперечного изгиба бесчехловой ТВС ВВЭР-1000 при эксплуатационных нагрузках // Ядерная энергетика. – 2002. – № 2.
- Устименко А. и др. Механические характеристики тепловыделяющих сборок энергетических реакторов, определяемые в экспериментах на узлах и малых макетах // 2-я Российская конференция «Методы и программное обеспечение расчетов на прочность», Геленджик, 2002. – С. 102–118.
- 4. Гущик И.А., Макаров В.В., Селезнев А.В., Комарова С.Н. Расчетно-экспериментальное исследование проходимости гибких стержней в трубчатых каналах в зависимости от деформирования каналов // В Сб. ИМАШ РАН им. А.А. Благонравова. М., 1999.
- Макаров В.В., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В., Дроздов Ю.Н., Пучков В.Н. Исследование влияния процессов трения и износа на работоспособность тепловыделяющих сборок ВВЭР // 7-я МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, Россия, 17–20 мая 2011 г.
- Makarov V.V., Afanasyev A.V., Matvienko I.V., Tutnov A.A., Kiselev Alexander S., Kiselev Alexey S., Volkov S.E. WWER FA modal analysis under vibration force and kinematic excitation // Proceedings of the 7th International Conference on WWER Fuel Performance, Modelling and Experimental Support Conference, Albena, Bulgaria, September 17–21, 2007. – Paper 3A.2.
- Афанасьев А.В., Макаров В.В., Матвиенко И.В. Экспериментальные исследования собственных и вынужденных колебаний ТВС в потоке теплоносителя // 7-я МНТК «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», ОКБ «ГИДРОПРЕСС», Подольск, Россия, 17–20 мая 2011 г.
- 8. Макаров В.В., Егоров Ю.В., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В. Экспериментальные исследования стойкости к фреттинг-износу твэлов ТВС ВВЭР-1000 и ТВС-КВАДРАТ // 11-я международная конференция по топливу ВВЭР. 26.09 03.10.2015, г. Варна, Болгария.
- 9. Drozdov Yu.N., Tutnov Al.A., Tutnov A.A., Alexeyev E.E., Makarov V.V., Afanasyev A.V. Analytical and experimental studies of fretting-corrosion and vibrations of fuel assemblies of a VVER-1000 water cooled and water moderated power reactor // Topfuel-2006, Salamanka, Spain.
- Makarov V.V., Afanasyev A.V., Matvienko I.V., Dolgov A.B., Volkov S.E. Experimental study of FA to core baffles impacts under simulated seismic loadings // TopFuel-2012, Manchester, A0188.
- 11. Макаров В.В., Лякишев Л.А., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В., Пучков М.В., Иванов Д.А., Испытания имитатора ТВС АЭС 2006 с приводом СУЗ ШЭМ-3 на сейсмические воздействия на крупномасштабном стенде // ВАНТ. 2010. № 26.

- 12. Селезнев А.В., Семишкин В.П., Макаров В.В., Афанасьев А.В., Матвиенко И.В., Дроздов Ю.Н. Результаты дореакторных экспериментальных исследований прочности и износа оборудования в обоснование безопасности ВВЭР // 6-я международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 26–29 мая 2009 г., ОАО ОКБ «ГИДРОПРЕСС», г. Подольск, Россия.
- 13. Петкевич П.Г., Абрамов В.В., Юременко В.П., Пиминов В.В., Макаров В.В., Афанасьев А.В. Верификация расчетных моделей LS-DYNA применительно к задачам анализа деформаций транспортно-технологического оборудования и ТВС // ВАНТ. 2010. № 27.
- Афанасьев А.В., Макаров В.В, Матвиенко И.В, Пузанов Д.Н. Расчетно-экспериментальная оценка возможного формоизменения ТВС-2006 при температурной имитации аварии с потерей теплоносителя // 11-я международная конференция по топливу ВВЭР, 26.09– 03.10.2015, г. Варна, Болгария.

Результаты экспериментальных исследований смесительных свойств и гидравлических сопротивлений перемешивающих решёток на установке «ТРАССЕР»

Перепелица Н. И.

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

Аннотация

В докладе представлены результаты испытаний эффективности перемешивания воды и перепада давления в канале с моделью ТВС ВВЭР, оснащённой двумя дистанционирующими решётками и исследуемой перемешивающей решёткой (ПР). Изучение процессов перемешивания проводилось на установке «ТРАССЕР». Моделью ТВС являлась сборка из девятнадцати необогреваемых стержней с наружным диаметром 9,1 мм и длиной 1,3 м, расположенных по треугольной упаковке с шагом 12,75 мм. В качестве исследуемой ПР использовались ленточная перемешивающая решётка — ЛПР. Для оценки эффективности ЛПР проводились также опыты со сборками, оснащённых двумя ПР, предложенными ОАО «ОКБМ Африкантов». Данные ПР отличаются между собой схемами расположения дефлекторов – лопаток: закрутка вокруг твэла и порядная прогонка. Основным отличием ЛПР от этих ПР является использование для перемешивания потока в каждой ячейке двух лопаток вместо одной лопатки. Исследования перемешивания заключались в подаче в поток перед ПР трассера – красителя и последующего определения его концентрации красителя в исследуемых ячейках сборки. По степени изменения распределения концентрации по ходу потока определялся коэффициент перемешивания, который рассчитывался по адаптированной к данной задаче программе ОКБ «ГИДРОПРЕСС» ПУЧОК-1000. Дополнительно к исследованиям перемешивания проводились опыты по измерению перепада давления на исследуемой ПР.

Ключевые слова: реактор ВВЭР, тепловыделяющая сборка (ТВС), перемешивающая решётка (ПР), трассер – краситель, концентрация красителя, межячейковое перемешивание потока воды.

Введение

Повышение мощности тепловыделяющих сборок (ТВС) реактора ВВЭР в основном связано с совершенствованием их конструкций и, в частности, использованием промежуточных смесительных решёток (ПСР) или перемешивающих решёток (ПР) и дистанционирующих смесительных решёток (ДСР). С их помощью осуществляется перемешивание теплоносителя между ячейками ТВС и его турбулизация в ячейках. Это способствует выравниванию температур по ячейкам, а, следовательно, и повышению критической мощности на ~10–15 %.

Совершенствованием конструкций ПСР и ДСР для ТВС ВВЭР занимается целый ряд организаций: ОАО «ОКБМ Африкантов», АО «ОКБ ГИДРОПРЕСС», АО «ГНЦ РФ – ФЭИ», НИЦ «Курчатовский институт», ПАО «МСЗ», ПАО «НЗХК» и др.

ОАО «ОКБМ Африкантов» для получения высокой интенсивности межьячейкового массообмена в ТВСА и ТВСА-АЛЬФА предложено использовать два типа ПР, отличающиеся между собой схемами расположения дефлекторов: «закрутка вокруг твэла» и «порядная прогонка» [1]. Дефлекторами являются лопатки, сформированные на верхних кромках образующих решётку полос в области их пересечения и отогнутые в межстержневые ячейки.

Эффективность применения этих ПР нуждается в гидродинамическом и теплофизическом обосновании. Одним из этих этапов может служить оценка степени турбулизации и интенсивности межьячейкового перемешивания теплоносителя различными ПР с помощью трассерного метода. Он основан на анализе распределения по сечению канала с многостержневой сборкой подаваемого в поток теплоносителя некоторого трассера.

В ГНЦ РФ – ФЭИ такой метод осуществляется с помощью установки ТРАССЕР [2].

1. Установка ТРАССЕР и методика проведения исследований

Принципиальная схема установки приведена на рис. 1. Её основными системами являются: циркуляционный контур с вертикально установленным экспериментальным каналом, система

подачи трассера и система отбора проб. В корпусе канала, выполненного из органического стекла, с поперечным сечением шестигранной формы размещалась модель ТВС. Она представляет собой сборку из девятнадцати необогреваемых стержней с наружным диаметром 9,1 мм и длиной 1,3 м, расположенных по треугольной упаковке с шагом 12,75 мм. Семнадцать стержней длиной 1,3 м являются неподвижными, а два стержня большей длины — подвижными. Гидравлический диаметр канала $d_{\Gamma} = 9,018$ мм.



Рис. 1. Фрагменты установки ТРАССЕР:

а – вид верхней части канала; б – вид боковой части сборки при подаче трассера в одну из ячеек (затененный зазор между стержнями по их высоте); в – принципиальная схема верхней части канала:
1 – пробоотборники; 2 – дистанционирующая решетка; 3 – отбор давления; 4 – исследуемая решетка;
5 – место подачи красителя

Сборка была оснащена тремя дистанционирующими решётками: верхней, промежуточной, нижней и исследуемой ПР. Промежуточная дистанционирующая решетка была прикреплена к двум подвижным стержням, а сверху к ней, на расстоянии 150 мм с помощью четырех уголков крепилась исследуемая ПР. Таким образом осуществлялась возможность перемещения ПР по длине канала. Указанная величина расстояния была выбрана из условия исключения производимых дистанционирующей решеткой возможных возмущений потока в районе расположения ПР.

Краситель «метиленовый голубой» $C_{16}H_{18}N_3SC$ подавался через один из подвижных стержней по центру ячейки 6, примыкающей к центральному стержню и ограниченной двумя соседними стержнями промежуточного ряда (N_{25} 5 и N_{26} 6), рис. 2. Подача красителя осуществлялась на расстоянии 30 мм до исследуемой решетки. Расход красителя выбирался таким образом, чтобы его среднесмешанная концентрация в воде существенно превышала порог чувствительности метода измерений концентраций (11 мкг/л). Скорость подачи раствора красителя в поток выбиралась близкой к скорости потока воды (для снижения возмущений). Эти условия выполнялись при исходной концентрации красителя 150–200 мг/л и его расходе, равном 1/500 части от расхода воды, подача которой производилась снизу.

Отбор проб осуществлялся через девять из имеющихся четырнадцати пробоотборников. Они в виде трубочек с внутренним диаметром около 1,5 мм установлены вертикально в верхней части канала и выведены наружу корпуса через соответствующие уплотнения.

В качестве исследуемой ПР использовались ленточная перемешивающая решётка – ЛПР, изготовленная согласно техническому решению [3], рис. 3.



Рис. 2. Вид проходного сечения канала установки Трассер: темным цветом выделены ячейки (№ 1 – 14), в которых осуществлялся отбор красителя





Рис. 3. Вид решётки ЛПР (*a*) и схема размещения лопаток в этой решётке (б): стрелками указаны направления их воздействия на поток теплоносителя



Рис. 4. Вид ПР типа «закрутка вокруг твэла» (а) [4] и «порядная прогонка» [5, 6] (б)

Для оценки эффективности использования ЛПР проводились также опыты со сборками, оснащённых двумя выше указанными ПР, предложенными ОКБМ Африкантов, рис. 4. В данной работе решётки типа: «закрутка вокруг твэла» [4] и «порядная прогонка» [5, 6] соответственно обозначены: СРВ (смесительная решётка, вращательная, с углом отгиба лопаток 38°) и СРП (смесительная решётка, прогоночная, с углом отгиба лопаток 30°).

Как видно из рис. 3 и 4, все решётки образованы из трёх групп, взаимно пересекающихся и параллельных между собой в каждой группе полос, снабжённых прорезями в местах их пересечения. Толщина и высота полос ЛПР была одинакова с СРВ и СРП. В результате их пересечения сформированы центрующие ячейки для размещения твэлов и межстержневые ячейки, имеющие форму равностороннего треугольника.

На верхних кромках полос этих решёток размещены смесительные лопатки трапецеидальной формы с одинаковой высотой 4,5 мм и длиной верхнего основания 2,5 мм, которые отогнуты в сторону межстержневых ячеек на заданный угол относительно оси потока теплоносителя.

Основным отличием ЛПР от СРВ и СРП, как видно из рис. 3 и 4, является использование для перемешивания потока в каждой межстержневой ячейке двух лопаток вместо одной лопат-

ки. У лопаток ЛПР длина её нижнего основания 4 мм, а у СРВ и СРП (рис. 4) длина их нижних оснований 5,5 мм.

Лопатки в каждой межстержневой ячейке ЛПР ориентированы между собой следующим образом, рис. 3 *б*. Одна из них – первая отогнута на одинаковый угол α вдоль одной группы полос для создания протяжённых поперечных течений вдоль параллельных рядов стержней. Вторая лопатка отогнута к первой на одинаковый угол β для возможности образования круговых вихрей в потоке теплоносителя между тремя соседними стержнями.

В опытах в зависимости от величин углов отгиба α и β использовались пять типов:

ЛПР-1 (α и β = 0°); ЛПР-2 (α = 30°, β = 20°); ЛПР-3 (α = 30°, β = 0°); ЛПР-4 (α = 0°, β = 20°); ЛПР-5 (α = 20°, β = 20°). Здесь следует отметить, что в ЛПР-2 первая лопатка опирается на боковую сторону второй лопатки, что приводит к повышению их устойчивости к возможным внешним воздействиям и частичному уменьшению площади лобового сопротивления для набегающего потока. При этом величина коэффициента блокировки проходного сечения канала при установке в него сборки с СРП или с ЛПР-2 находится в диапазоне 0,389–0,395. Под данным коэффициентом принимается отношение площадей: миделевого сечения решётки и проходного сечения канала без наличия решётки.

Опыты по исследованию перемешивания проводились следующим образом.

Сначала из возможных мест отбора проб выбиралось 9 мест, и устанавливалось необходимое расстояние z = 50; 100; 200; 250; 300; 340; 480 мм от испытываемой решетки до места отбора проб. С целью получения наиболее представительных результатов места отбора проб в дальнейшем изменялись. Подавался требуемый расход технической воды: 5,0; 10,0; 20,0 т/ч, что соответствует числу Re = $(0,5; 0,9; 1,7) \cdot 10^4$ и отбиралась её проба.

Далее подавался соответствующий расход красителя и осуществлялся отбор проб в мерные ёмкости. Исходная концентрация красителя в подаваемом растворе в подавляющем большинстве экспериментов составляла 200 мг/л. Концентрация красителя в пробах определялась на основе измерений оптической плотности раствора с помощью колориметра фотоэлектрического КФК-2.

После окончания опытов по исследованию перемешивания проводились измерения перепадов давления на ПР посредством U-образного манометра в зависимости от величины расхода подаваемой воды. Отборы давления располагались на участке длиной 270 мм с установленной в нём исследуемой ПР, рис. 1. К началу проведения этих измерений уже была известна зависимость величины коэффициента трения от числа Re для этого участка канала без решётки (гладком участке), полученная в предшествующих его гидравлических исследованиях.

Коэффициент гидравлического сопротивления исследуемой ПР определялся стандартным способом с использованием разности величин: измеренного перепада давления для участка с ПР и рассчитанного перепада давления для гладкого участка.

2. Результаты исследований

Результаты исследований изменения концентрации трассера в ячейках C_i (*i* – номер ячейки) по длине канала при расходе 20 т/ч для ЛПР-2 в виде штриховых линий приведены на рис. 5. Здесь же в виде сплошных линий показаны заданные значения коэффициентов перемешивания – K, рассчитанных по адаптированной к данной задаче программе ОКБ «ГИДРОПРЕСС» ПУЧОК-1000. Под коэффициентом K подразумевается отношение средней пульсационной поперечной скорости к аксиальной скорости. Необходимые значения K определялись для каждого z исходя из наилучшего согласия, имеющегося при этом максимального значения C_i с расчётной зависимостью K.

Как видно из рис. 5, максимальная величина *C* при z = 50 мм наблюдается сразу в двух соседних ячейках № 5 и № 7. Далее, в пределах 100 мм преимущественный переток трассера происходит сразу в двух противоположных направлениях: в первом — из ячейки № 5 в ячейку № 4 и во втором — из ячейки № 7 в ячейку № 8. Это свидетельствует об образовании в канале поперечных течений с двумя противоположными направлениями.

Протяжённость зоны уменьшения *C* при расходе воды 20 т/ч с максимальной до минимальной величины для ЛПР-2 составляет 200 м ($z/d_r = 22$). Эту зону можно рассматривать как зону эффективного перемешивания. Затухание возмущений массообменных процессов происходит на большем расстоянии – 480 мм ($z/d_r = 52$).



Рис. 5. Изменение концентраций трассера (штриховые линии) в ячейках № 4–10, 14 по длине канала с решёткой: ЛПР-2 при расходе воды 20 т/ч. Сплошные линии красного цвета – заданные расчётные значения коэффициентов перемешивания. В правой верхней части рисунка приведена схема расположения лопаток в ячейках № 1–8. Подача трассера осуществляется в ячейку № 6

При использовании СРП было выявлено, что максимальная величина *C* за ячейкой № 6 последовательно реализуется в ячейках № 7, 8 и 9, что согласуется с, выявленным ранее, образованием протяжённых поперечных течений между соседними рядами стержней [5]. Протяжённость зоны уменьшения *C* при расходе воды 20 т/ч с максимальной до минимальной величины составляет 250 мм ($z/d_{\Gamma} = 27,7$). Затухание возмущений массообменных процессов, как и для ЛПР-2 происходит на большем расстоянии – $z/d_{\Gamma} = 52$.

В случае использования СРВ было получено, что максимальная величина *C* за ячейкой \mathbb{N}_{2} 6 последовательно реализуется в ячейках \mathbb{N}_{2} 7, 8, 10, 12, 5, что согласуется с, выявленным ранее, образованием закрученных течений вокруг стержней [4]. Часть трассера поступает в соседние ячейки за счёт турбулентного массообмена. Протяжённость зоны уменьшения *C* при расходе воды 20 т/ч с максимальной до минимальной величины составляет 300 мм ($z/d_{\Gamma} = 33,3$). Затухание возмущений массообменных процессов происходит на расстоянии 340 мм ($z/d_{\Gamma} = 38$).

Здесь следует заметить, что указанные длины зон эффективного перемешивания для СРП и СРВ больше, чем представленные в работах [4–6], так как в них опыты были проведены с использованием газового трассера и при более высоком числе $Re = 8 \cdot 10^4$.

При сравнении полученных величин *К* для СРП, ЛПР-5 и СРВ на расстоянии от них до 250 мм было выявлено, что эффективность перемешивания при наличии СРП и ЛПР-5 примерно одинакова, но лучше, чем при СРВ. Поэтому для дальнейшего сравнительного анализа результатов исследований, полученных для ЛПР, используются данные, полученные для СРП.

Для проведения обобщённой оценки эффективности перемешивания полученные величины K были усреднены по трём использованным расходам воды. Зависимость усреднённых величин коэффициентов перемешивания \overline{K} от z для ЛПР и СРП представлена на рис. 6.

Как показано на рис. 6, наличие в сборке ПР приводит к повышению \bar{K} , но характер его изменения на расстоянии 0,3 м является сложным и зависит не только от площади воздействия лопаток на поток воды, но и от типа ПР. Наибольшая эффективность перемешивания на этом участке наблюдается только для ЛПР-2. При этом величина \bar{K} для ЛПР-2 больше арифметической суммы величин \bar{K} для ЛПР-3 и ЛПР-4. В последних отогнута только одна лопатка. При z = 0,3 м величина \bar{K} для ЛПР-2 больше величины \bar{K} для ЛПР-3 и для СРП в 1,67 раза.



Рис. 6. Изменение усреднённого коэффициента перемешивания по длине канала для решёток: 1 – ЛПР-2; 2 – ЛПР-3; 3 – СРП; 4 – ЛПР-4; 5 – ЛПР-1

Такой результат, очевидно, достигается за счёт создания большей интенсивности поперечных течений в зазорах между ячейками. Этому способствует, отмеченное выше, одновременное образование в канале после ЛПР-2 и ЛПР-5 поперечных течений с двумя противоположными направлениями.

Результаты исследований коэффициента гидравлического сопротивления ξ для испытанных решёток приведены на рис. 7.

Как видно из рис. 7, примерно одинаковая величина ξ наблюдается для ЛПР-2 и СРП при Re \leq 3,7·10⁴, а также для ЛПР-5 и СРВ при Re = (3,7–4,0)·10⁴. При Re \geq 4,2·10⁴ появляется начальный участок области автомодельного течения теплоносителя. Условия проведения данных опытов не позволили увеличить диапазон исследований по Re. На этом участке для ЛПР-2 $\xi \approx 0,57$, что практически совпадает с величиной ξ для ПР типа «порядная прогонка» с дефлектором 4,5 мм с углом отгиба 30°, показанной на рис. 3 работы [6]. Данная ПР, как было показано выше, является исследованной СРП.

Из сравнения результатов, приведённых на рис. 6 и 7, следует, что оснащение сборки решёткой ЛПР-2 вместо СРП приводит к заметному повышению эффективности перемешивания при их практически одинаковой величине коэффициента гидравлического сопротивления.



Рис. 7. Зависимость коэффициента гидравлического сопротивления от числа Рейнольдса для решёток: 1–3 – ЛПР-1; ЛПР-2; ЛПР-5; 4, 5 – СРВ и СРП, соответственно

Заключение

Анализ результатов проведённых экспериментальных исследований позволяет сделать следующие выводы:

1. Наличие в межстержневых ячейках ЛПР двух лопаток, отогнутых под соответствующими углами относительно оси потока теплоносителя, вместо одной лопатки приводит к одновременному образованию в канале поперечных течений с двумя противоположными направлениями.

2. Выявлено преимущество использования ЛПР-2 вместо СРП для ТВС ВВЭР. Оно состоит в повышении эффективного перемешивания потока теплоносителя при их практически одинаковой величине коэффициента гидравлического сопротивления. При этом наличие в ячейках двух опирающихся друг на друга лопаток вместо одной лопатки является более устойчивой структурой к их возможной деформации из-за образования внешнего воздействия.

3. Для получения полной объективной оценки эффективности использования ЛПР для ТВС ВВЭР необходимо проведение опытов по исследованию кризиса теплообмена.

Список литературы

- Самойлов О.Б., Фальков А.А., Лукьянов В.Е., Шипов Д.Л., Долгов А.Б., Ефанов А.Д., Пометько Р.С. Расчетно-экспериментальные исследования в обоснование перемешивающих решеток-интенсификаторов для ТВСА ВВЭР-1000 // Сб. докл. на межведомственном семинаре «Теплогидравлические аспекты безопасности активных зон, охлаждаемых водой и жидкими металлами», 15–17 октября 2008 г. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2008 – С. 53–64.
- Пометько Р.С., Селиванов Ю.Ф. Результаты исследований кризиса теплообмена и перемешивания теплоносителя применительно к реакторам ВВЭР / Сб. трудов 3-й научно-техн. конф. «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 26–30 мая 2003 г. – Подольск: ОКБ «ГИДРОПРЕСС». – 2003. – Т. 5. – С. 153–162.
- 3. Пат. №2581620, Россия, G21с 3/322, Структура пластинчатой решётки для тепловыделяющей сборки, заявл. 17.03.2015, опубл. 20.04.2016.
- 4. Бородин С.С., Дмитриев С.М., Легчанов М.А., Хробостов А.Е. Исследования эффективности перемешивания и массообмена потока теплоносителя в ТВСА реакторов ВВЭР при использовании перемешивающих решеток типа «закрутка вокруг твэла». // Сб. докл. на меж-

ведомственном семинаре «Теплогидравлические аспекты безопасности активных зон, охлаждаемых водой и жидкими металлами», 15–17 октября 2008 г. – Обнинск: ГНЦ РФ – ФЭИ, 2008. – С. 96–104.

- Бородин С.С., Дмитриев С.М., Легчанов М.А., Солнцев Д.Н., Хробостов А.Е. Исследования локального массообмена теплоносителя в ТВСА реакторов ВВЭР при использовании перемешивающих решеток типа «порядная прогонка» // Сб. докл. на межведомственном семинаре «Теплогидравлические аспекты безопасности активных зон, охлаждаемых водой и жидкими металлами», 15–17 октября 2008 г. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ, 2008 –С. 105–110.
- Бородин С.С., Дмитриев С.М., Легчанов М.А., Хробостов А.Е. Расчетно-экспериментальные исследования массообмена потока теплоносителя в ТВСА реакторов типа ВВЭР при использовании перемешивающих решеток. // Сб. докл. 3-ей научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР», 26–30 мая 2009. Подольск: ФГУП ОКБ «ГИДРОПРЕСС», 2009. – С. 128.