

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ В ТВЭЛАХ С КЕРАМИЧЕСКИМ ТОПЛИВОМ ПРИ ПЕРЕМЕННЫХ ТЕПЛОВЫХ НАГРУЗКАХ

В.В. Попов, В.Н. Румянцев, И.С. Курина, М.В. Михеев

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск



Приведено описание методики измерения в лабораторных условиях контактного давления и термической проводимости между топливными таблетками из UO_2 и оболочкой твэлов при изменении мощности. Показано, что при достижении определенного уровня мощности топливные втулки растрескиваются, зазор сокращается вплоть до механического контакта фрагментов втулки с оболочкой, контактное давление между ними увеличивается с ростом уровня и количества циклов изменения мощности. Изложены и обсуждены результаты анализа расчетных моделей теплопередачи между топливом и оболочкой.

Ключевые слова: стержневой твэл, топливная втулка, оболочка, зазор, термомеханическое взаимодействие, контактное давление, термическая проводимость, радиальные напряжения, расчетные модели.

Key words: fuel rod, fuel sleeve, cladding, gap, thermomechanical interaction, contact pressure, thermal conductance, radial stresses, computational models.

ВВЕДЕНИЕ

В реакторах РБМК и ВВЭР широко применяются твэлы контейнерного типа, состоящие из оболочки и керамических топливных втулок. В твэлах между втулками и оболочкой имеется зазор для компенсации распухания топлива и радиальных температурных расширений. Величина зазора между сердечником и оболочкой имеет большое значение для обеспечения нормальной работы твэлов в реакторе. Значительный зазор увеличивает время работы твэла без механического воздействия сердечника на оболочку, однако приводит к увеличению температурного перепада в зазоре и, соответственно, температуры сердечника. Температурный перепад в зазоре зависит от многих факторов: диаметра втулок, исходного зазора, состава газовой среды, распухания и растрескивания топливных втулок, температурных расширений и других. Правильный учет всех факторов, влияющих на процесс теплопередачи в твэлах, является необходимым условием точного расчета температурных полей и, соответственно, всех других параметров, зависящих от уровня температуры и влияющих на работоспособность твэлов.

Однако до сих пор нет достаточно точных и обоснованных рекомендаций по расчету термической проводимости между топливным сердечником и оболочкой в твэлах.

© *В.В. Попов, В.Н. Румянцев, И.С. Курина, М.В. Михеев, 2012*

Так, в работе [1] для таблеточного топлива величина коэффициента термической проводимости α изменяется в пределах от 0,285 до 0,85 Вт/(см²·град). Дана зависимость коэффициента термической проводимости от величины «холодного» зазора, из которой следует, что α изменяется от 1,0 Вт/(см²·град) при нулевом зазоре до 0,11 Вт/(см²·град) при зазоре 0,8 мм. В работах [2, 3] упоминается, что для расчета температуры экспериментальных твэлов LMFBR с оксидным топливом, облученных при линейной плотности теплового потока свыше 500 Вт/см, использовались значения α , равные 0,73 и 1,0 Вт/(см²·град) соответственно. В работе [4] в расчете температуры твэлов с таблеточным топливом использовалось значение α , равное 0,5 Вт/(см²·град).

Также неоднозначна оценка вкладов контактной и газовой составляющих термической проводимости между топливом и оболочкой в твэлах. Так, в работе [5] принято, что вклад контактной проводимости в случае плотного контакта топлива с оболочкой не превышает 0,05 Вт/(см²·град), а решающее значение имеет состав газовой среды: замена гелия аргоном уменьшает α с 1,6 до 0,4 Вт/(см²·град). Однако в работе [6] Лассман на основании результатов стендовых и реакторных измерений делает вывод о том, что состав газовой среды в твэлах не влияет на величину термической проводимости между топливом и оболочкой. Аналогичный вывод на основании результатов анализа эффекта аккомодации различных газов получен авторами работы [7].

Разработке методики расчета теплопередачи между топливной втулкой и оболочкой в твэлах посвящено значительное количество работ. Так, например, в работе [5] для расчета коэффициента термической проводимости между топливным сердечником и оболочкой твэлов реактора ВВЭР-440 приведена зависимость, полученная по результатам реакторных испытаний. Однако для реакторных измерений требуются значительные затраты и времени; их результаты чаще всего справедливы для конкретных конструкций твэлов и условий испытаний, и не позволяют выявить влияние отдельных факторов, столь необходимых для создания обобщающих моделей расчета. Обобщающими моделями расчета термической проводимости между топливным сердечником и оболочкой могут быть модели MATPRO-09 [8] и Ross-Stoute [9]. Наиболее полно процесс теплопередачи между топливом и оболочкой представлен в модели К. Лассмана [10], позволяющей рассчитывать температурный режим твэла как при наличии газового зазора, так и в случае непосредственного контакта втулки и оболочки. Эта модель лежит в основе программ URANUS и GAP, являющейся субмоделью компьютерной программы START-3 [11]. Процесс термомеханического взаимодействия между топливом и оболочкой рассмотрен в [12], в которой термическую проводимость контакта рассчитывают по модифицированной модели Ross-Stoute [9].

Однако эти модели не учитывают влияния растрескивания топливных втулок на контактное давление и теплопередачу в твэлах, в результате которого фрагменты топливных втулок значительно раньше вступают в механический контакт с оболочкой, а теплопередача через газовый зазор плавно переходит в контактный теплообмен, зависящий от контактного давления. Как показали исследования твэлов, после реакторных испытаний топливные втулки из диоксида урана практически всегда имеют трещины [13].

Проведенные в Физико-энергетическом институте исследования термической прочности штатных топливных втулок из диоксида урана для твэлов реактора РБМК дали следующие результаты [14]:

- уже при линейной плотности теплового потока ~5700 Вт/м в топливной втулке образуются одна–две радиальные трещины;

- при дальнейшем росте линейной плотности теплового потока количество радиальных трещин во втулке растет, возникают тангенциальные трещины, образуются фрагменты топливной втулки;

- при многократном изменении мощности фрагменты топливных втулок вступают сначала в «мягкое», а затем в «жесткое» взаимодействие с оболочкой;

- в среднем приращение диаметра топливной втулки на одну радиальную трещину составляет 0,042 мм.

Отсюда следует необходимость экспериментального исследования контактного давления между фрагментами топливных втулок и оболочкой и влияния растрескивания на теплопередачу в твэлах.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНОГО ДАВЛЕНИЯ МЕЖДУ РАСТРЕСНУТОЙ ТОПЛИВНОЙ ВТУЛКОЙ И ОБОЛОЧКОЙ

Методика внереакторных исследований

Увеличение диаметра оболочки при внереакторных испытаниях обусловлено как ее термическим расширением, так и давлением фрагментов растреснутой топливной втулки. Поэтому исследования термомеханического взаимодействия растреснутой топливной втулки и оболочки при увеличении мощности нагрева проводятся в три этапа:

- экспериментально определяется температурная зависимость приращения диаметра ненагруженной оболочки относительно значения при комнатной температуре;

- измеряется приращение диаметра оболочки при увеличении мощности нагрева и взаимодействии с растреснутой топливной втулкой; при этом измеряется температура оболочки; из приращения оболочки вычитается доля, обусловленная термическим расширением, оставшаяся часть приращения вызвана давлением фрагментов топливной растреснутой втулки;

- решением системы дифференциальных уравнений, описывающих напряженное деформированное состояние цилиндра под давлением в неоднородном поле температур с учетом измеренных приращений диаметра и температур оболочки, определяется величина контактного давления между фрагментами топливной втулки и оболочкой. Система уравнений, описывающая напряженно-деформированное состояние полого цилиндра, подробно описана в [15].

Измерения проводятся при ступенчатом подъеме мощности нагревателя с выдержкой на каждой ступени до достижения стационарного состояния, в котором измеряются

- ток нагревателя;
- разность потенциалов между потенциометрическими выводами;
- показания термопар и индикаторов расширения.

По этим данным определяются распределение температуры по сечению топливной втулки, перепад температуры между топливной втулкой и оболочкой, расширение оболочки в радиальном направлении и величина теплового потока.

Срабатывание датчика разрыва позволяет определить момент первого растрескивания топливной втулки.

Описание рабочего участка

Рабочий участок (рис. 1) представляет собой водоохлаждаемую камеру 4, в центральное отверстие которой вставлена оболочка твэла 5. В оболочке центрично расположены две втулки 6 из UO_2 и две компенсационные втулки 7 из Al_2O_3 , предназначенные для выравнивания теплового потока. На торцевой поверхности

топливной втулки крепятся датчики разрыва 3.

В глухих отверстиях на торцевой поверхности одной из втулок из UO_2 крепятся на разных расстояниях от центра четыре W-Re-микротермопары 12. Другая втулка из UO_2 приклеивается (торцом к торцу) к втулке с термопарами.

К боковой поверхности оболочки в центральном сечении привариваются через 180° «горячие» спаи двух ХА-микротермопар 8.

Измерение деформации оболочки при увеличении мощности нагрева проводится 4-мя высокоточными индикаторами расширения 11, расположенными в двух взаимно-перпендикулярных направлениях.

Измерение тока, разности потенциалов, сопротивления датчика разрыва и термоэдс термопар осуществляется автоматизированной системой сбора и обработки СИОД.

Автоматизированная система сбора и обработки экспериментальных данных, состоящая из модулей усиления, фильтров, АЦП и персонального компьютера, производит опрос датчиков с

циклическостью 200 нс, контроль процесса в режиме реального времени, сохранение данных в памяти РС, обработку и графическое исполнение данных по заданной программе.

Тестирование измерительной системы изменения диаметра оболочки твэла проводилось сравнением значений диаметра ненагруженной оболочки из сплава

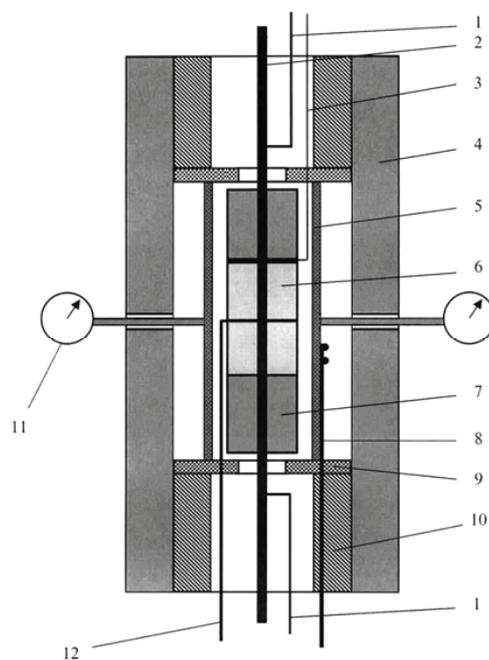


Рис. 1. Схема рабочего участка:
1 – потенциометрические выводы;
2 – нагреватель; 3 – датчик разрыва;
4 – водоохлаждаемая камера; 5 – оболочка макета; 6 – топливная втулка;
7 – компенсационная втулка; 8 – ХА-термопара;
9 – центрирующее кольцо; 10 – упорная гайка;
11 – индикатор расширения;
12 – W-Re термопары

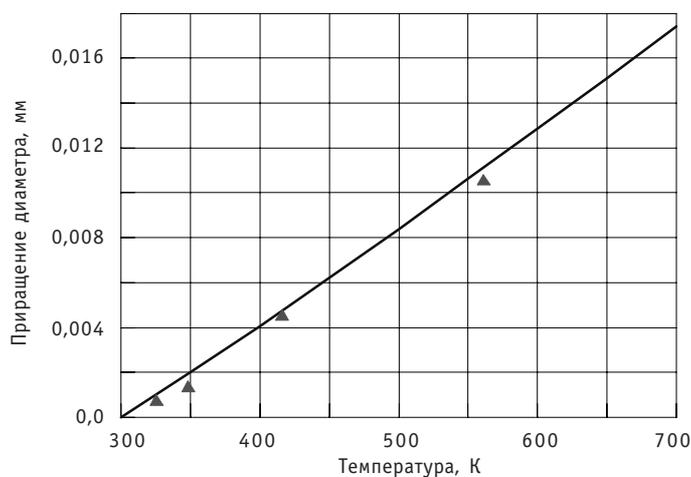


Рис. 2. Расчетные (—) и экспериментальные (▲) значения приращений диаметра наружной поверхности оболочки из сплава 3110 в зависимости от температуры нагрева

Э110 (Н-1), полученных экспериментальным и расчетным путем в зависимости от температуры нагрева (рис. 2). Для расчета термического расширения оболочки из сплава Э-110 использованы значения температурного коэффициента линейного расширения, приведенные в [16].

Результаты экспериментального измерения контактного давления

Для испытаний использовались штатные топливные втулки из UO_2 и элементы оболочки из сплава Э110 твэлов реактора РБМК (размеры приведены в табл. 1) [17].

Таблица 1

Элемент конструкции	Материал	Диаметр, мм	
		наружный	внутренний
Топливная втулка	UO_2	11,52	2,0
Оболочка	Э-110 (Н-1)	13,6	11,8

Аппроксимация экспериментальных значений температуры оболочки выровненной кривой показана на рис. 3, а на рис. 4 приведены экспериментальные значения приращения наружного диаметра оболочки (кривая 1) и значения термического расширения оболочки, рассчитанные по аппроксимированной температурной кривой (кривая 2).

Аналогичные зависимости приведены на рис. 5 и 6 соответственно для повторного испытания.

Из рисунков 4 и 6 видно, что экспериментальные значения приращения диаметра оболочки после растрескивания топливной втулки заметно больше термических приращений, обусловленных только температурой оболочки, особенно при повторном испытании. Разница этих приращений диаметров указывает на контактное давление фрагментов топливной втулки на оболочку. По измеренной разности приращений наружного диаметра оболочки рассчитывается зависимость радиальных напряжений, возникающих в оболочке при давлении на нее фрагментов топливной втулки. Распределение напряжений в сечении оболочки при повторном испытании приведено на рис. 7. Напряжение на внутреннем радиусе оболочки соответствует контактному давлению между фрагментами топливной втулки и оболочкой.

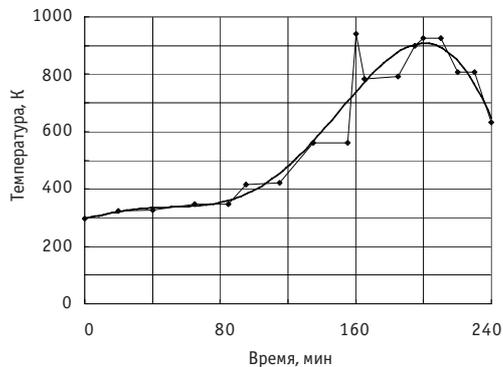


Рис. 3. Значения температур оболочки при первом испытании: — — расчетная аппроксимация; ◆ — эксперимент

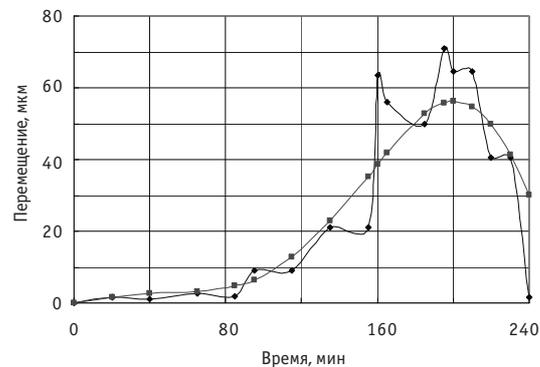


Рис. 4. Измеренные и рассчитанные по кривой рис. 3 значения приращений оболочки при первом испытании: ■ — расчет; ◆ — эксперимент

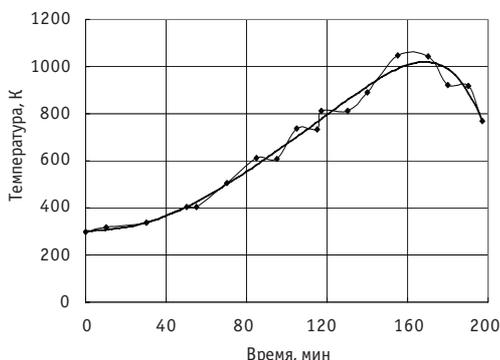


Рис. 5. Значения температур оболочки при повторном испытании: — — расчетная аппроксимация; ◆ — эксперимент

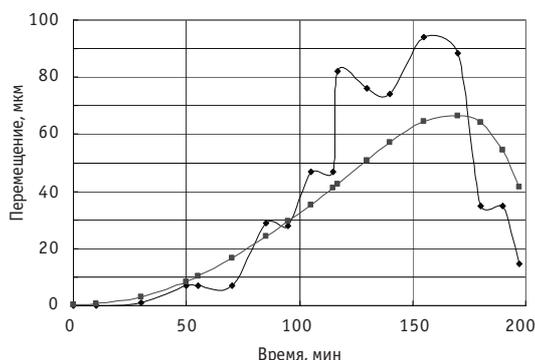


Рис. 6. Измеренные и рассчитанные по кривой рис. 5 значения приращений оболочки при повторном испытании: ■ — расчет; ◆ — эксперимент

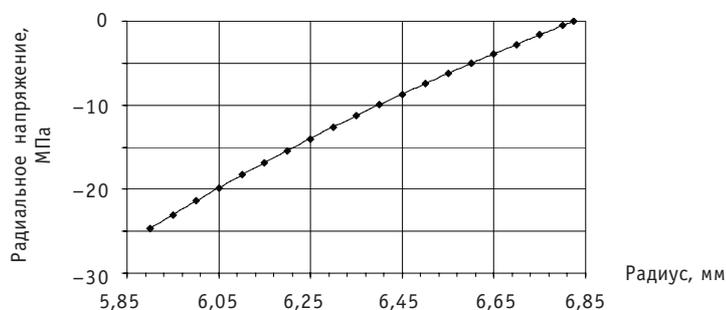


Рис. 7. Распределение напряжений по радиусу оболочки при повторном контакте с топливом

Результаты экспериментов:

- при линейной плотности теплового потока свыше 5700 Вт/м топливная втулка растрескивается; ее фрагменты достигают оболочки, вызывая приращение диаметра; при линейной плотности теплового потока ~8000 Вт/м приращение равно ~25 мкм, что соответствует контактному давлению на оболочку, равному ~21 МПа;
- при повторных испытаниях образца приращение диаметра оболочки при линейной плотности теплового потока ~8000 Вт/м составляет ~30 мкм, а контактное давление ~24 МПа.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ПРОВОДИМОСТИ МЕЖДУ ОБОЛОЧКОЙ И ТОПЛИВНОЙ ВТУЛКОЙ ДО И ПОСЛЕ ЕЕ РАСТРЕСКИВАНИЯ

Методика исследования

Методика измерения термической проводимости зазора заключается в следующем:

- для испытаний выбран метод ступенчатого нагрева внутренней поверхности втулки с достижением на каждом уровне стационарного распределения температуры;
- измеряются температуры в сечении втулки и наружной поверхности оболочки;
- измеряется мощность нагревателя.

По измеренной плотности теплового потока и разности температур между втулкой и оболочкой определяется термическая проводимость зазора или контактного теплообмена:

$$\alpha_3 = \frac{q}{\Delta t}, \quad (1)$$

где α_3 – термическая проводимость зазора, а в случае контакта втулки и оболочки – термическая проводимость контакта; Δt – разность температур между наружной поверхностью втулки и внутренней поверхностью оболочки; q – плотность теплового потока на наружной поверхности втулки, равная

$$q = \frac{q_l}{2\pi r_n}, \quad (2)$$

где r_n – наружный радиус втулки; q_l – линейная плотность теплового потока.

Температура наружной поверхности оболочки измеряется двумя ХА-термопарами, горячие спаи которых приварены к оболочке контактной сваркой. Температура внутренней поверхности оболочки рассчитывается по формуле

$$t_{об.вн} = t_{об.н} + \frac{q \cdot \delta_{об}}{\lambda_{об}}, \quad (3)$$

где $\delta_{об}$, $\lambda_{об}$ – толщина и коэффициент теплопроводности оболочки; $t_{об.н}$ – температура наружной поверхности оболочки.

Температура наружной поверхности топливной втулки определяется экстраполяцией температурной кривой по результатам измерения температуры четырьмя W-Re-термопарами, горячие спаи которых расположены между торцами втулок и приклеены высокотемпературным клеем на известном расстоянии от центра втулки.

Момент растрескивания топливных втулок фиксируется датчиком разрыва.

Экспериментальные значения термической проводимости сравниваются с величинами, полученными расчетом по следующим моделям.

• Модель 1 – модель газового зазора с учетом термического расширения топливной втулки и оболочки:

$$\alpha_p = \frac{\lambda_r}{\delta}, \quad (4)$$

где λ_r – коэффициент теплопроводности газовой среды при данной температуре; δ – величина зазора, равная с учетом термических расширений топливной втулки и оболочки

$$\delta = \delta_n - \alpha_{tr}(T_T - T_K) + \alpha_o r_o (T_o - T_K), \quad (5)$$

где α_{tr} , α_o – коэффициенты термического расширения топливной втулки и оболочки; T_K – комнатная температура, К; T_T , T_o – текущие температуры топлива и оболочки; δ_n – ширина зазора при комнатной температуре.

• Модель 2 – модель газового зазора с учетом термических расширений топливной втулки и оболочки и уменьшения зазора на 0,084 мм из-за растрескивания топливной втулки при линейной плотности теплового потока, равной ~5700 Вт/м, с переходом на контактный теплообмен по модели Ю.П. Шлыкова и др. [18].

• Модель 3 – модель К. Лассмана [10].

Результаты экспериментального исследования термической проводимости между оболочкой и топливной втулкой

При измерении термической проводимости использовался рабочий участок, приведенный на рис. 1.

Испытывались сборки с разным номинальным зазором при следующих геометрических значениях элементов конструкции:

- топливная втулка: материал – диоксид урана (UO_2), наружный диаметр – 11,46 мм, диаметр внутреннего отверстия – 2,0 мм;
- оболочка: материал – сплав Э110, наружный диаметр 13,63 мм, внутренний диаметр 11,73 – 11,74 мм и 11,64 – 11,65 мм.

В результате номинальный зазор δ_n между топливом и оболочкой равен 0,135; 0,095 мм.

Измерения проведены в гелии давлением 0,15 МПа.

Результаты измерений и расчетов термической проводимости для указанных выше номинальных зазоров приведены на рис. 8:

- экспериментальные значения (кривая 1);
- рассчитанные по модели 1 (кривая 2);
- рассчитанная по модели 2 термическая проводимость зазора с учетом увеличения диаметра втулки на 0,084 мм при растрескивании при плотности линейного потока 5700 Вт/м с переходом на модель Ю.П. Шлыкова при контактом давлении 21 МПа и средней высоте микронеровностей на втулке 3,2 мкм, на оболочке – 0,8 мкм (кривая 3).
- рассчитанная по модели 3 – Лассмана – термическая проводимость с учетом увеличения диаметра втулки на 0,084 мм при растрескивании при плотности линейного теплового потока 5700 Вт/м, средней высоте микронеровностей на втулке 3,2 мкм, на оболочке – 0,8 мкм и контактом давлении ~21 МПа (кривая 4).

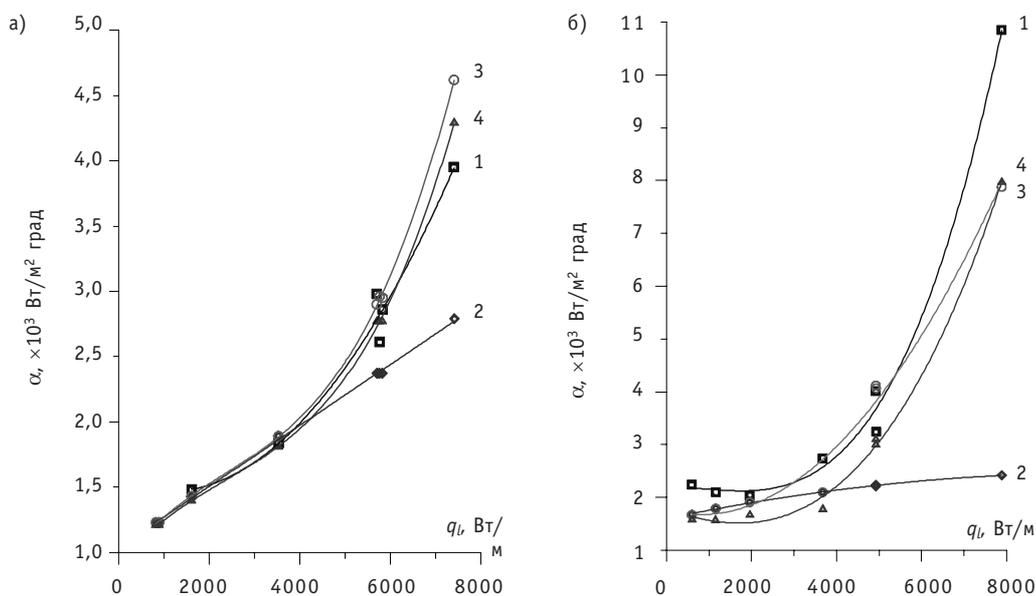


Рис. 8. Зависимость термической проводимости между топливной втулкой и оболочкой от линейной плотности теплового потока: а) – при начальном зазоре 0,135 мм; б) – при начальном зазоре 0,095 мм

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Как видно из приведенных экспериментальных данных, термическая проводимость между топливной втулкой и оболочкой из сплава Э110 твэлов реактора РБМК существенно зависит от линейной плотности теплового потока. Эта зависимость резко возрастает при плотностях теплового потока свыше ~5700 Вт/м, когда происходит первоначальное растрескивание втулки, и ее фрагменты вступают в механическое взаимодействие с оболочкой.

Значения термической проводимости между топливной втулкой и оболочкой, рассчитанные по модели газового зазора без учета уменьшения зазора вследствие растрескивания топливной втулки существенно, более чем в два раза, меньше экспериментальных значений. Это особенно наглядно проявляется при испытании рабочих участков с уменьшенными (до 0,095 мм) номинальными зазорами, так как

в этом случае топливные втулки после растрескивания раньше вступают в механический контакт с оболочкой, а контактное давление выше.

Значения термической проводимости между топливной втулкой и оболочкой в рабочих участках с начальным зазором 0,135 мм, рассчитанные по модели газового зазора с учетом увеличения диаметра втулки на 0,084 мм при плотности теплового потока ~5700 Вт/м и расчета контактного теплообмена по модели Ю.П. Шлыкова при контактном давлении 21,0 МПа, превышают экспериментальные значения. Это различие можно объяснить тем, что модель Ю.П. Шлыкова, по-видимому, завышает величину термической проводимости при контактном теплообмене.

Значения термической проводимости между топливной втулкой и оболочкой при начальном зазоре, равном 0,135 мм, рассчитанные по модели Лассмана с учетом увеличения диаметра втулки на 0,084 мм при плотности теплового потока ~5700 Вт/м и контактном давлении 21,0 МПа, совпадают с достаточной точностью с экспериментальными значениями.

Рассчитанные по моделям Ю.П. Шлыкова и К. Лассмана значения термической проводимости между топливной втулкой и оболочкой твэла при начальном зазоре 0,095 мм меньше экспериментальных. Это различие объясняется тем, что в расчетах принято значение контактного давления, равное 21,0 МПа, которое было получено в рабочем участке с начальным зазором 0,135 мм (см. выше).

ВЫВОДЫ

1. При растрескивании топливной втулки ее фрагменты вступают в механический контакт с оболочкой, обеспечивая контактный теплообмен в твэле. Это приводит к значительному, более чем в два раза, повышению термической проводимости между топливом и оболочкой по сравнению с величиной, рассчитанной для газового зазора с учетом только термических расширений топлива и оболочки.

2. С увеличением плотности теплового потока контактное давление фрагментов втулки на оболочку растет, еще более увеличивая термическую проводимость.

3. Наилучшее совпадение с экспериментальными данными имеют результаты расчета термической проводимости между топливом и оболочкой, полученные по модели Лассмана с учетом увеличения диаметра втулки при растрескивании.

Литература

1. *Fresley M.* A Comparison of Pellet and Vipac Nuclear Fuels//Nucl. Eng. and Design. – 1975. – 21 (2). – P. 264 – 278.
2. *Homan F.J., Cox C.M. and Lackey W.J.* Comparisons Between Predicted and Measured Fuel Pin Performance. In Fast Reactor Fuel Element Technology ANS, New Orleans, Louisiana, April 1971. – P. 243 – 258.
3. *Fitts R.B. et al.* Thermal Performance and Restructuring of Pellet and Sphere-Pac Fuels//Trans. Am. Nucl. Soc. – 1970. – 13. – 549.
4. *Lepscky C. et al.* Experimental Investigation of In-Reactor Molten Fuel Performance//Nucl. Techn. – 1972. – 16 (2). – P. 367-395.
5. *Спиридонов С.Г., Цыканов В.А., Фомин Н.А., Самсонов Б.В., Абанькин А.К.* Внутриреакторные исследования теплофизических характеристик твэлов на основе двуокиси урана/В кн. «Опыт эксплуатации АЭС и пути дальнейшего развития атомной энергетики». – М.: Издание ФЭИ, 1974.
6. *Lassman K.* URANUS – A computer program for the thermal and mechanical analysis of the fuel rods in a nuclear reactor//Nucl. Eng. Design. – 1978. – 45. – P. 325-342.
7. *Харитонов В.В., Кокорев Л.С., Дельвин Н.Н.* О роли коэффициента аккомодации в контактном теплообмене//Атомная энергия. – 1973. – Т. 35. – Вып. 5. – С. 360 – 361.
8. MATPRO-09, a handbook of materials properties for use in the analysis of LWR fuel rod behavior. – NUREG, 1976.

9. Ross A.M. Heat transfer coefficient between UO_2 and zircaloy-2/A.M. Ross, R.L. Stoute. – CRED, 1962.
10. *Lassman K.* Zum Wärmedurchgang im Bereich zwischen Hülle und Brennstoff eines Brennstabes. Wärme- und Stoffübertragung, 12, (1979), 185-202.
11. *Bibilashvily U.E., Medvedev A.V., Bogatyr S.I., Kouznetsov V.I., Khvostov G.A.* START-3 Code Gap Conductance Modelling/Proc. of the Seminar on Thermal Performance of High Burnup LWR Fuel. 3-6 March 1998, Cadarache, France.
12. *Мотоэ Сузуки.* Моделирование поведения твэла легководного реактора в различных режимах нагружения. – Одесса: «Астропринт», 2010.
13. *Цыканов В.А., Давыдов Е.Ф.* Радиационная стойкость тепловыделяющих элементов ядерных реакторов. – М.: Атомиздат, 1977.
14. *Попов В.В., Румянцев В.Н., Савлов М.Н., Хмелевский М.Я.* Экспериментальное изучение трещиностойкости и термического взаимодействия диоксидного топлива и оболочки при переходных режимах/Труды IX Международного совещания «Радиационная физика твердого тела»/Под ред. д.т.н. Г.Г. Бондаренко (г. Севастополь, 28 июня – 3 июля 1999 г.). – М., 1999. – С. 1192-1196.
15. *Попов В.В., Румянцев В.Н., Савлов М.Н., Хмелевский М.Я.* Экспериментальные вне реакторные исследования термомеханического взаимодействия растреснутого диоксидного топлива и оболочки из сплава Э110/В сб. докладов VI Российской конференции по реакторному материаловедению (11-15 сентября 2000 г. г. Димитровград). – 2001. – Т. 2. – Ч. 3. – С. 3-9.
16. *Кириллов П.Л., Терентьева М.И., Денискина Н.Б.* Теплофизические свойства материалов ядерной техники: Учеб. пособие для студентов специальностей 14.03.05 – Ядерные реакторы и энергетические установки, 14.04.04 – Атомные энергетические станции и установки/Под общ. ред. проф. П.Л. Кириллова; 2 изд., перераб. и доп. – М.: ИздАт, 2007. – 200 с.
17. *Самойлов А.Г.* Тепловыделяющие элементы ядерных реакторов: Учеб. пособие для вузов. – М., Энергоатомиздат, 1985.
18. *Шлыков Ю.П., Ганин Е.А., Царевский С.Н.* Контактное термическое сопротивление. – М.: Энергия, 1977.

Поступила в редакцию 14.11.2011

Open and experimentally justified a new physical phenomenon – a property of the flow of coolant lead – the process of implementing a purely gaseous cavitation process and the impossibility of ‘traditional’ vapor cavitation. Proposed and experimentally substantiated by three independent methods of model cavitation in the flow of gas coolant lead to the conditions of the reactor circuit. It is proved that the traditional steam (steam and gas), cavitation in the flow of coolant can not lead. The experimentally determined conditions for the appearance and characteristics of gas cavitation. Experimentally proved the absence of cavitation erosion wear of the impeller pump made of steel with an oxide-coated in lead coolant temperature 470–500°C, flow rate of lead approx. 10 m/s, the pump speed to 1200 rpm. When operating in a developed cavitation gas approx. 50 hours including 17 hours in provoking dynamic tests with the cyclical development of cavitation breakdown of filing, followed by the resumption of feeding, and development of cavitation cycle with a period of 3–5 seconds (a total of more than 15000 cycles).

УДК 621.039.5: 536.24.08

Subchannel Thermohydraulic Calculations for Fuel Subassembly of Reactor Core on Supercritical Water | K.V. Kartashov, G.P. Bogoslovskaya; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 7 pages, 2 tables, 8 illustrations. – References, 5 titles.

Results of thermohydraulic calculations with subchannel codes SUP and MIF-SKD are presented in the paper. Code SUP allows the thermohydraulic parameters of the part of reactor core to be estimated. Input neutron-physical parameters are calculated with code ACADEM. Code MIF-SKD gives us possibility to predict local thermohydraulic parameters in separate fuel subassembly. The code has been verified on the data gained in experiments on water in round tube and on freon in pin bundle.

Thermohydraulic parameters of the part of reactor core and fuel subassembly of VVER-SKD by the power 1700 MW for different coolant flows within reactor core (one- and double-thread) are presented here.

УДК 621.039.548

Random Hydrodynamic Loads and the Vibration of Fuel Elements in the Turbulent Coolant Flow in WWER Fuel Assembly | V.V. Perevezentsev; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 10 pages, 8 illustrations. – References, 8 titles.

Annotation on the basis of the multimeterings of pressure fluctuations on the perimeter of the fuel elements beam of the of full-scale mock-up fuel assembly WWER-440 of the second generation are obtained the realizations of the random hydrodynamic loads, which cause the vibrations of beam. It is established that in the region of initial hydrodynamic section near the lower supporting lattice. essential influence on the random hydrodynamic loads render the hydrodynamic conditions for shaping of the structure of flow at the entrance. Choke washers create the vortex structure of flow with the high levels of pulsating energy, which leads to the high intensities of vibrations in the initial hydrodynamic section. In the region of steady flow the levels of random hydrodynamic loads are reduced and to a lesser degree they depend on hydrodynamic entrance conditions. The generalizing empirical dependence of vibration movements on the random hydrodynamic loads are obtained. Two characteristic regions of the influence of random hydrodynamic loads on the vibration movements are discovered. With the values of random hydrodynamic loads of more than 80 N/m is observed a considerable increase in the intensity of vibrations, which is explained by the slippage of fuel element in the cell of the spacing lattice.

УДК 621.039.548

Examination of Heat Transfer in Ceramic Fuel Elements at Variable Thermal Loadings | V.V. Popov, V.N. Rumyantsev, I.S. Kurina, M.V. Mikheev; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 10 pages, 1 table, 8 illustrations. – References, 18 titles.

The technique of measurement, under laboratory conditions, of contact pressure and heat conductance from UO₂ fuel pellets to fuel cladding at power variation is described. As has been shown, from the moment as a certain level of power is achieved, fuel sleeves go on cracking, so the radial gap between their fragments and cladding is being reduced up to the mechanical contact of sleeve fragments to cladding, and the contact pressure increases with the growth of level and amount of power variation cycles. The results of the analysis of computational models for heat transfer from fuel to cladding are also presented and discussed.