

КЛАСТЕРНЫЙ АНАЛИЗ СИГНАЛОВ СИСТЕМЫ АКУСТИЧЕСКОГО КОНТРОЛЯ ТЕЧИ

А.О. Скоморохов*, П.А. Белоусов*, С.А. Морозов**

* Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск

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



В данной статье впервые рассматривается применение алгоритмов кластерного и факторного анализа, а также многомерного шкалирования для анализа сигналов системы акустического контроля течи (САКТ). Кратко рассматриваются основы работы САКТ и задачи, которые необходимо решить для улучшения работы алгоритма обработки данных. Проведенный анализ позволил выделить источники фоновых акустических шумов в реакторной установке ВВЭР-1000. Эти результаты позволяют повысить достоверность принятия решений при эксплуатации системы.

ВВЕДЕНИЕ

Особое место среди возможных нарушений в работе АЭС занимают аварийные ситуации, связанные с потерей теплоносителя 1 контура.

Акустический шум, возникающий при истечении жидкости под высоким давлением, является источником информации о факте разгерметизации контуров циркуляции реакторных установок типа ВВЭР. Базирующиеся на этом эффекте акустические методы диагностики являются быстродействующими и, в принципе, позволяют оценить величину и координату течи.

В ГНЦ РФ-ФЭИ разработана и введена в опытную эксплуатацию на 3 блоке Калининской АЭС с реактором ВВЭР-1000 акустическая система контроля течей теплоносителя САКТ [1]. Результаты испытаний показали, что алгоритмы обработки сигналов, разработанные теоретически и проверенные на стендовых условиях, нуждаются в доработке. В реальных условиях, как при работе реактора на мощности, так и при переходных режимах, существует много внешних факторов, мешающих выявлению течи и обуславливающих ложные срабатывания системы.

По результатам испытаний за год работы системы САКТ накоплен значительный объем (десятка гигабайт) несистематизированных данных, которые подлежат углубленному анализу с использованием современных математических методов и компьютерных технологий. Задачами такого анализа являются сокращение размерности данных (выбор информативных признаков) и сокращение объема данных (сжатие, выбор частей данных, представляющих наибольший интерес), выявление в данных скрытых закономерностей, связей и особенностей, полезных для построения алгоритмов диагностирования. Эти задачи относятся к быстро развивающейся области «извлечения данных и знаний» (Data Mining and Knowledge Discovery) [2-3].

В настоящей работе рассмотрено решение задачи выявления связей сигналов системы акустического контроля течей с использованием методов кластерного и факторного анализа.

СИСТЕМА САКТ

Система САКТ включает в себя 53 акустических датчика, блоки сбора информации и коммутационные линии. На каждой из четырех петель 1-го контура РУ ВВЭР-1000 установлено по 8 контактных акустических датчиков волноводного типа (по 3 – на участках реактор – ГЦН и ГЦН-парогенератор; по 2 – на участках реактор-парогенератор). Такие же датчики были размещены на корпусе компенсатора давления (4 шт.), на трубопроводе впрыска (4 шт.) и на соединительном трубопроводе системы КД (3 шт.). Четыре датчика установлены на трубопроводе сброса и на импульсных предохранительных клапанах системы КД; 6 датчиков – на трубопроводах САО3. Схема РУ и расположения датчиков представлена на рис. 1.

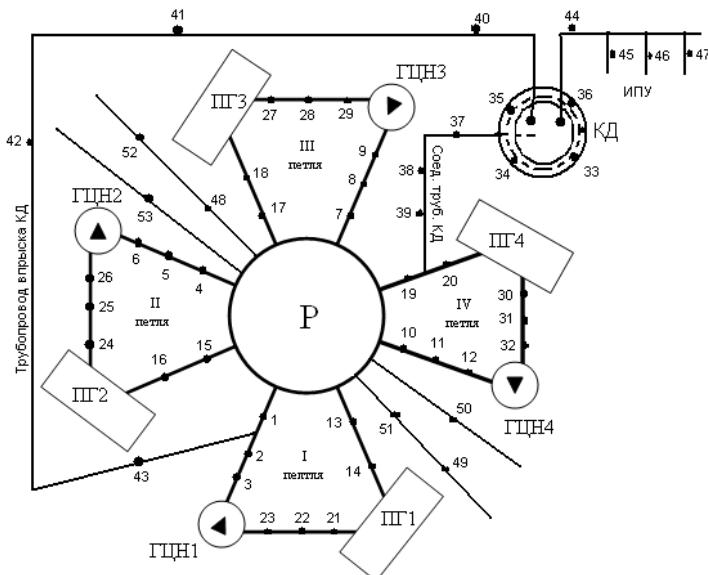


Рис. 1. Распределение акустических датчиков системы САКТ на трубопроводах ГЦК и вспомогательных систем 3 блока Калининской АЭС

В данной работе мы будем рассматривать только 32 датчика, установленные на 4 петлях главного циркуляционного контура. Для удобства последующей интерпретации мы перенумеруем датчики системы так, чтобы номер монотонно менялся от входа в реактор, через ГЦН на ПГ и от ПГ до выхода из реактора по каждой петле. Применяемая нами нумерация приведена в табл. 1.

Таблица 1

Нумерация датчиков

Петля I		Петля II		Петля III		Петля IV	
№	Датчик	№	Датчик	№	Датчик	№	Датчик
1	A1	9	A4	17	A7	25	A10
2	A2	10	A5	18	A8	26	A11
3	A3	11	A6	19	A9	27	A12
4	A23	12	A26	20	A29	28	A32
5	A22	13	A25	21	A28	29	A31
6	A21	14	A24	22	A27	30	A30
7	A14	15	A16	23	A18	31	A20
8	A13	16	A15	24	A17	32	A19

Мы будем ссылаться на участки трубопровода от реактора до парогенератора (через ГЦН) как на «холодные» участки, и на участки

от парогенератора до реактора как на «горячие» участки трубопровода.

ОПИСАНИЕ ИСХОДНЫХ ДАННЫХ

Отрезок временного ряда по одному из датчиков системы САКТ с частотой оцифровки 1 Гц представлен на рис. 2.

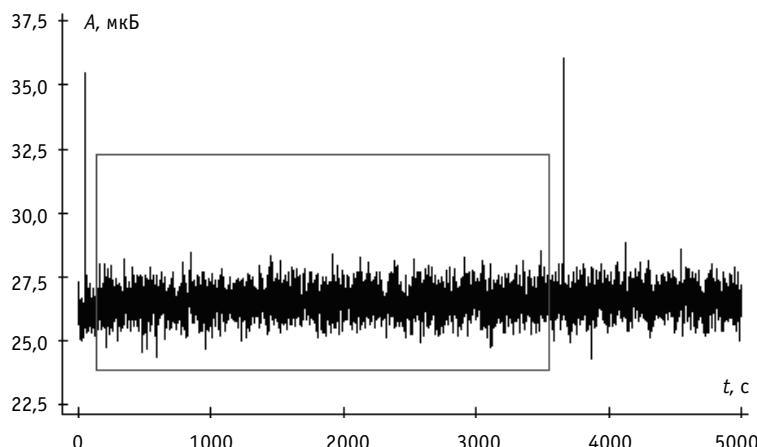


Рис. 2. Изменение интенсивности сигнала во времени между двумя тестовыми сигналами

Выбросы, превышающие уровень в 35 мкВ, соответствуют тестовым сигналам, подаваемым на датчики раз в час. Для анализа выбирался участок временного ряда длиной 3000 точек между тестовыми сигналами. Для всех рассматриваемых датчиков массив, используемый для анализа, представлял матрицу:

$$\hat{X} = \begin{bmatrix} x_{11} & x_{12} & \dots & x_{1n} \\ x_{21} & x_{22} & \dots & x_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ x_{m1} & x_{m2} & \dots & x_{mn} \end{bmatrix},$$

где n – число датчиков (32), m – число временных отсчетов (3000), а x_{ij} – показания j -го акустического датчика в i -й момент времени.

Всего было сформировано 36 матриц \hat{X} для различных периодов проведения измерений $\hat{X}_1, \hat{X}_2, \dots, \hat{X}_{36}$.

Основной анализ проводился по единственной матрице \hat{X}_1 , а затем повторялся для всех остальных выборок для проверки устойчивости и статистической значимости получаемых результатов.

КОРРЕЛЯЦИОННЫЙ АНАЛИЗ ДАННЫХ

Рассмотрим взаимную корреляционную функцию (ВКФ) сигналов датчиков I петли с номерами 1, 2 (рис. 3). Из рис. 3 видно, что, во-первых, сигналы имеют достаточно высокий коэффициент корреляции и, во-вторых, отсутствует запаздывание между сигналами.

Пример ВКФ для сигналов более удаленных датчиков одной петли (1 и 8) приведен на рис. 4.

Коэффициент корреляции уменьшился почти в 2 раза, что может быть объяснено демпфирующим влиянием парогенератора и главного циркуляционного насоса, разделяющих эти датчики. Запаздывания между сигналами не наблюдается.

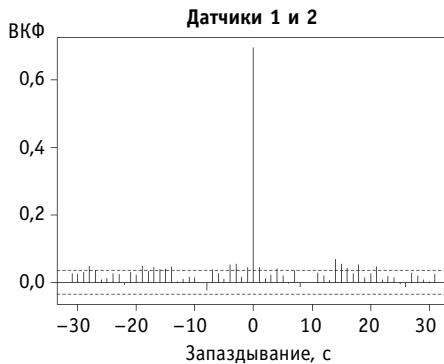


Рис.3. Взаимная корреляционная функция сигналов соседних датчиков одной петли

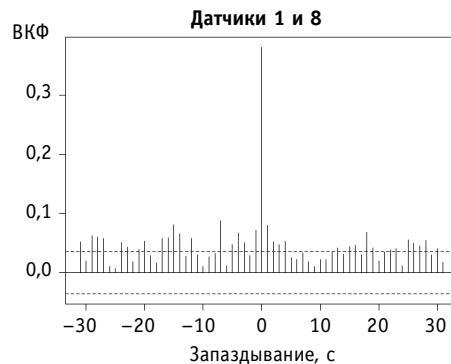


Рис. 4. Взаимная корреляционная функция сигналов удаленных датчиков одной петли

Сигналы близко расположенных датчиков одной петли (7 и 8) опять имеют высокую корреляцию, что проиллюстрировано на рис. 5.

Для сигналов одинаково расположенных датчиков разных петель (например, 1 и 9) корреляция несущественна, что видно из рис. 6.

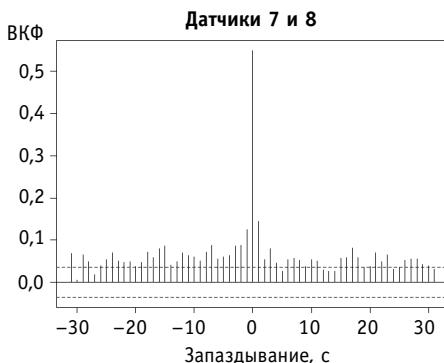


Рис.5. Взаимная корреляционная функция сигналов соседних датчиков одной петли (горячий участок)

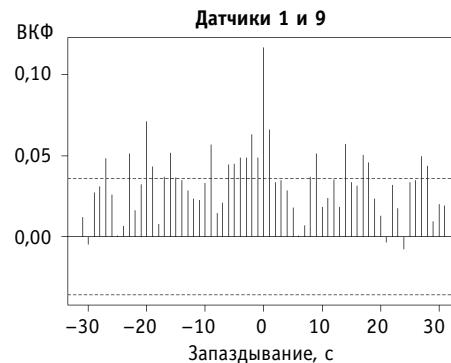


Рис. 6. Взаимная корреляционная функция сигналов датчиков с разных петель

Удивительным оказалось то, что высокую корреляцию имеют сигналы от одинаково расположенных датчиков горячих участков разных петель. Пример для датчиков 8 и 15 приведен на рис. 7.

Приведенные предварительные результаты наталкивают на гипотезу о сильной корреляции сигналов датчиков, расположенных на одной петле, на участке от ПГ, через ГЦН до входа в реактор (холодный участок). С другой стороны, сигналы датчиков, расположенных на участках от выхода из реактора до ПГ (горячие участки), имеют сильную корреляцию между собой (независимо от принадлежности к одной или разным петлям) и более слабую корреляцию с сигналами датчиков холодных участков.

Поскольку анализ ВКФ не выявил запаздываний между сигналами различных датчиков, мы можем перейти от рассмотрения ВКФ к рассмотрению корреляционных матриц.

Корреляционная матрица, вычисленная для всех датчиков первой петли представлена в табл. 3. Видно, что сигналы датчиков одного участка (горячего или холодного) сильно коррелируют между собой, а сигналы датчиков разных участков коррелируют слабее. Для большей наглядности в табл. 3 приведено сравнение корреляционной матрицы с порогом 0.5 (в таблице «1» означает коэффициент корреляции больший, чем 0.5). Из табл. 3 видно, что датчики 1–6 и 7–8 образуют 2 группы, имеющих

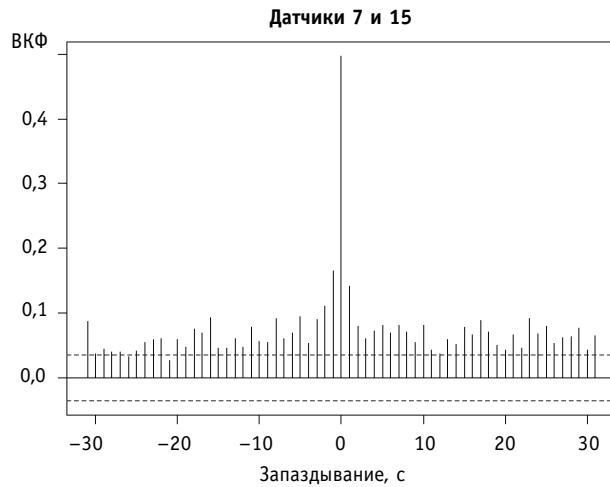


Рис.7. Взаимная корреляционная функция сигналов датчиков с горячих участков разных петель

сильную корреляцию для датчиков внутри группы и слабую корреляцию для датчиков, принадлежащих разным группам (участкам трубопровода).

Рассмотрим теперь корреляцию сигналов датчиков, расположенных на разных петлях. Пример корреляционной матрицы датчиков I и II петель приведен в табл. 4. Коэффициенты корреляции вычислялись для всевозможных пар датчиков I и II петель, т.е. r_{ij} , $i, j = 1, 2, \dots, 8$ представляет собой коэффициент корреляции между i -м датчиком петли I и j -м датчиком петли II. Корреляционная матрица в табл. 4 опять

Таблица 2
Корреляционная матрица, петля I

	1	2	3	4	5	6	7	8
1	1.00	0.74	0.62	0.66	0.71	0.75	0.46	0.50
2	0.74	1.00	0.74	0.78	0.80	0.78	0.41	0.44
3	0.62	0.74	1.00	0.83	0.74	0.66	0.33	0.35
4	0.66	0.78	0.83	1.00	0.77	0.71	0.34	0.37
5	0.71	0.80	0.74	0.77	1.00	0.77	0.39	0.41
6	0.75	0.78	0.66	0.71	0.77	1.00	0.43	0.46
7	0.46	0.41	0.33	0.34	0.39	0.43	1.00	0.61
8	0.50	0.44	0.35	0.37	0.41	0.46	0.61	1.00

Таблица 3
Превышение порога

	1	2	3	4	5	6	7	8
1	1	1	1	1	1	1	0	0
2	1	1	1	1	1	1	0	0
3	1	1	1	1	1	1	0	0
4	1	1	1	1	1	1	0	0
5	1	1	1	1	1	1	0	0
6	1	1	1	1	1	1	0	0
7	0	0	0	0	0	0	1	1
8	0	0	0	0	0	0	1	1

Таблица 4
Корреляционная матрица, петли I и II

	1	2	3	4	5	6	7	8
9	0.14	0.11	0.06	0.05	0.06	0.06	0.38	0.41
10	0.11	0.09	0.06	0.04	0.04	0.05	0.34	0.36
11	0.09	0.07	0.05	0.04	0.03	0.03	0.28	0.28
12	0.10	0.07	0.05	0.04	0.04	0.04	0.30	0.30
13	0.10	0.07	0.04	0.03	0.02	0.03	0.32	0.33
14	0.11	0.08	0.04	0.03	0.03	0.04	0.35	0.37
15	0.23	0.20	0.14	0.13	0.15	0.16	0.55	0.51
16	0.27	0.23	0.17	0.17	0.18	0.19	0.56	0.53

Таблица 5
Превышение порога

	1	2	3	4	5	6	7	8
9	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0	0	0	0	0	0	0	0
11	0	0	0	0	0	0	0	0
12	0	0	0	0	0	0	0	0
13	0	0	0	0	0	0	0	0
14	0	0	0	0	0	0	0	0
15	0	0	0	0	0	0	1	1
16	0	0	0	0	0	0	1	1

подтверждает нашу гипотезу о слабой корреляции сигналов датчиков разных петель, за исключением датчиков, расположенных на горячих участках. Для наглядности в табл. 5 приведена матрица превышения порога 0.5 по коэффициенту корреляции. Группа единиц в нижнем правом углу таблицы указывает на высокие корреляции датчиков 7, 8 первой петли и датчиков 15, 16 второй петли.

Полученные результаты проверялись на устойчивость по всем 36 выборкам данных. В следующем разделе мы проведем кластерный анализ данных для более строгой проверки выявленных зависимостей шумов различных датчиков системы САКТ.

КЛАСТЕРНЫЙ АНАЛИЗ ДАННЫХ

Задачей кластерного анализа является выявление групп (кластеров, скоплений) точек многомерного пространства, близких между собой (похожих друг на друга) и отличающихся от точек, принадлежащих другим кластерам. Кластерный анализ временных рядов рассмотрен нами применительно к диагностике АЭС в статье [4].

В настоящей работе был применен алгоритм кластерного анализа, основанный на построении кратчайшего незамкнутого пути (КНП). КНП является графом наименьшей длины, соединяющим все точки выборки и не имеющим петель [5]. После построения полного графа его наиболее длинные ребра разрезаются. Полученные подграфы образуют кластеры, что проиллюстрировано на рис. 8.

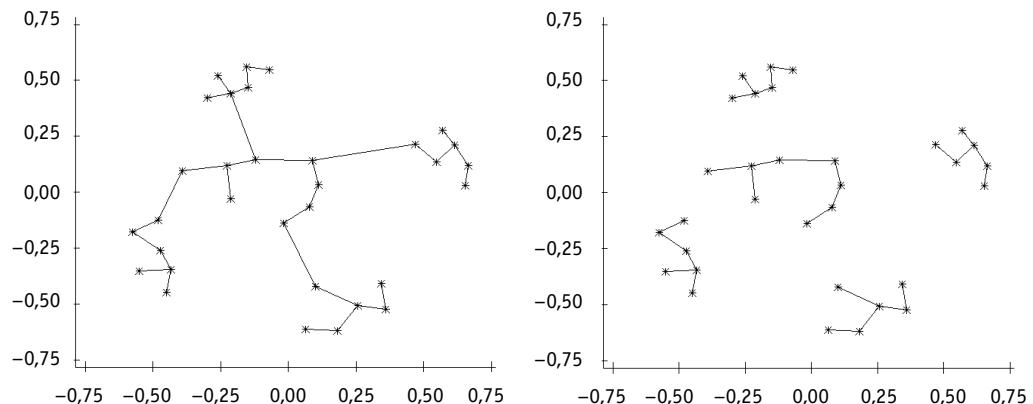


Рис. 8. Граф, построенный методом КНП и его расщепление

Алгоритм был реализован в виде программы на языке Dyalog APL [8] и применен к выборке данных по 32 датчикам объемом 3000 измерений. Результаты кластеризации представлены в табл. 6.

Видно, что 4 кластера соответствуют четырем петлям реактора (датчики, расположенные от ГЦН до входа в реактор), а кластер номер 2 включает датчики на горячих участках всех петель. Таким образом, можно говорить о пяти источниках акустических шумов – четырех индивидуальных для каждой петли и пятом, глобальном для всех датчиков, расположенных на выходе из реактора.

Для визуализации полученных результатов нами применялся нелинейный метод понижения размерности Сэммонса [6]. Если точки в исходном пространстве представлены множеством векторов:

**Результаты
кластеризации**

Таблица 6

Кластер	Номера датчиков	Номер петли
1	9 10 11 12 13 14	II
2	7 8 15 16 23 24 31 32	Все
3	25 26 27 28 29 30	IV
4	1 2 3 4 5 6	I
5	17 18 19 20 21 22	III

$$\vec{x}_1, \vec{x}_2, \dots, \vec{x}_N$$

и имеют парные расстояния:

$$d_{ij} = \|\vec{x}_i - \vec{x}_j\| = \left[\sum_{k=1}^n (x_{ik} - x_{jk})^2 \right]^{1/2},$$

то точки на плоскости (результат проектирования) заданы множеством векторов:

$$\vec{y}_1, \vec{y}_2, \dots, \vec{y}_N$$

и должны иметь парные расстояния:

$$d_{ij}^* = \|\vec{y}_i - \vec{y}_j\| = \left[\sum_{k=1}^2 (y_{ik} - y_{jk})^2 \right]^{1/2},$$

максимально соответствующие расстояниям в исходном пространстве признаков. В качестве критерия соответствия принимается следующий критерий:

$$\varepsilon = \left(\sum_{i < j}^N d_{ij} \right)^{-1} \sum_{i < j}^N (d_{ij} - d_{ij}^*)^2 / d_{ij},$$

который минимизируется градиентным методом.

Результат применения метода Сэммона в системе статистических вычислений R [7] представлен на рис. 9.

Видно, что кластер, соответствующий горячим участкам, расположен в центре, а 4 кластера, соответствующие петлям реактора, окружают его.

ФАКТОРНЫЙ АНАЛИЗ ДАННЫХ

Основным предположением факторного анализа является предположение о том, что взаимные корреляции наблюдаемых переменных x_1, x_2, \dots, x_n могут быть объяснены влиянием меньшего числа скрытых (ненаблюдаемых) переменных или факторов $f_1, f_2, \dots, f_k, k < n$ [9]. Модель факторного анализа обычно представляют в виде системы уравнений:

$$\begin{aligned} x_1 &= \lambda_{11}f_1 + \lambda_{12}f_2 + \dots + \lambda_{1k}f_k + u_1 \\ x_2 &= \lambda_{21}f_1 + \lambda_{22}f_2 + \dots + \lambda_{2k}f_k + u_2 \\ &\vdots \\ x_n &= \lambda_{n1}f_1 + \lambda_{n2}f_2 + \dots + \lambda_{nk}f_k + u_n. \end{aligned}$$

Каждая наблюдаемая переменная представляется как взвешенная сумма скрытых факторов плюс специфические для этой переменной остатки u . Весовые коэффициенты λ называются факторными нагрузками и являются определяющими при интерпретации полученных факторов.

Задачи факторного анализа: определение числа факторов, факторных нагрузок и

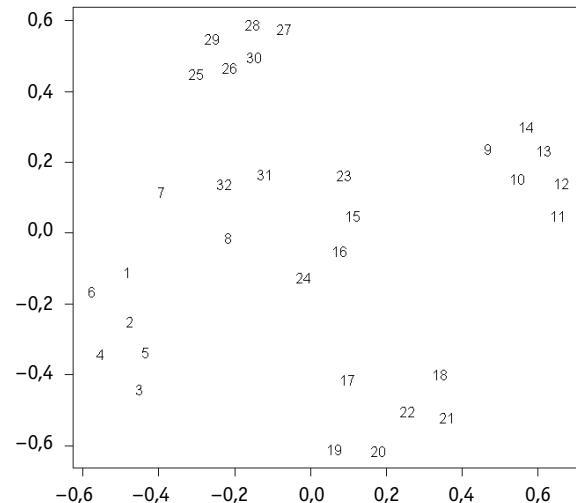


Рис. 9. Проекции исходных сигналов на плоскость Сэммона

специфических остатков. После нахождения факторов для улучшения их интерпретируемости часто производят вращение системы координат.

Факторный анализ акустических сигналов системы САКТ проводился в среде статистических вычислений R [7], и число факторов было принято равным 5. Другими словами, мы предполагали, что взаимные корреляции всех 32 рассматриваемых датчиков могут быть объяснены влиянием пяти скрытых факторов.

Полученные в результате факторные нагрузки приведены в табл. 7. В таблице занулены малые факторные нагрузки ($\lambda < 0.4$). Таблица состоит из двух частей: в верхней части представлены нагрузки на 5 факторов датчиков 1–16, в нижней – датчиков 17–32.

Таблица 7

Факторные нагрузки

№	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
F1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
F2	0	0	0	0	0	0	0	0	0.85	0.89	0.86	0.9	0.92	0.88	0	0
F3	0.71	0.86	0.82	0.87	0.86	0.79	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
F4	0	0	0	0	0	0	0.63	0.66	0	0	0	0	0	0	0.62	0.58
F5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
№	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32
F1	0	0	0	0	0	0	0	0.85	0.88	0.87	0.9	0.89	0.87	0	0	0
F2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
F3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
F4	0	0	0	0	0	0	0.55	0.55	0	0	0	0	0	0	0.61	0.6
F5	0.69	0.8	0.79	0.8	0.79	0.73	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Из табл. 7 видно, что, например, все датчики 1–6 имеют ненулевую факторную нагрузку только на фактор F3, т.е. поведение и взаимные корреляции этих датчиков холодного участка петли I определяются влиянием только одного скрытого фактора. В то же время фактор F3 имеет ненулевые факторные нагрузки только для датчиков 1–6, т.е. не влияет на другие датчики. Это упрощает интерпретацию скрытого фактора F3 как общего источника шумов для датчиков холодного участка первой петли.

Аналогично, фактор F2 определяет шумы холодного участка второй петли (датчики 9–14), фактор F5 определяет поведение датчиков 17–24 (петля III) и фактор F1 влияет на датчики 25–30 (петля IV). Наконец, фактор F4 имеет ненулевые нагрузки только для датчиков 7, 8, 15, 16, 23, 24, 31, 32, т.е. для датчиков на горячих участках всех 4 петель. Этот фактор определяет общий источник шумов, действующий на выходе из реактора и демпфируемый парогенераторами при дальнейшем течении теплоносителя.

Таким образом, проведение факторного анализа окончательно подтвердило нашу гипотезу, высказанную по результатам предварительного анализа корреляций и подтверждённую результатами кластерного анализа.

ИНТЕРПРЕТАЦИЯ РЕЗУЛЬТАТОВ

Полученные в настоящей работе статистические закономерности и взаимосвязи показаний акустических датчиков системы САКТ представляют самостоятельную ценность, т.к. позволяют устранить влияние технологических источников шумов и повысить надежность выявления сигналов собственно течи теплоносителя. Хотя физическая и технологическая интерпретация выявленных эффектов представляет несомненный интерес, она выходит за рамки данной статьи. Здесь мы представим только краткую информацию по возможной интерпретации полученных результатов. Более под-

робно физические и технологические источники акустических шумов в реакторной установке ВВЭР-1000 рассмотрены в работе [1].

Источниками «индивидуальных» шумов в сигналах датчиков холодных участков каждой петли могут быть системы продувки – подпитки теплоносителя первого контура. Основными функциями этой системы, как известно, являются сбор протечек теплоносителя из первого контура, проведение технологических операций очистки его от различных примесей, в том числе и от распределенных в нем газовых включений и, наконец, возврат теплоносителя в первый контур. Трубопроводы этих системы «врезаны» в эти главные циркуляционные трубопроводы в районе холодных участков каждой петли.

На рис. 10 представлены схематические диаграммы показаний каждого из 32 датчиков на трубопроводах ГЦК. Верхние и нижние грани вертикальных прямоугольников соответствуют квантилям (квантилям уровней 0.75 и 0.25). Горизонтальная черта внутри прямоугольника показывает значения медианы сигнала, а вертикальные линии проведены до максимального и минимального значения сигнала. Датчики расположены по оси абсцисс через равные интервалы (без соблюдения реального расстояния между ними) таким образом, чтобы соблюдалась последовательность их расположения в каждой петле – от датчика на входе в реактор до датчика на выходе из него (см. рис. 1).

Наличие максимумов в распределениях интенсивности шумов по холодным трубопроводам петель («холодные» трубопроводы между ГЦН и входными патрубками корпуса ядерного реактора) соответствуют местам «врезки» систем продувки – подпитки.

Очистка теплоносителя от газовых включений осуществляется в системе с помощью деаэратора. По-видимому, деаэрация теплоносителя в деаэраторе является интенсивным шумообразующим процессом с широким частотным спектром.

Общим источником шумов для датчиков, установленных на горячих участках петель являются флюктуации газосодержания в теплоносителе, связанные с флюктуациями давления и температуры теплоносителя. Эта гипотеза может быть подтверждена после организации более высокочастотного измерения технологических параметров реакторной установки.

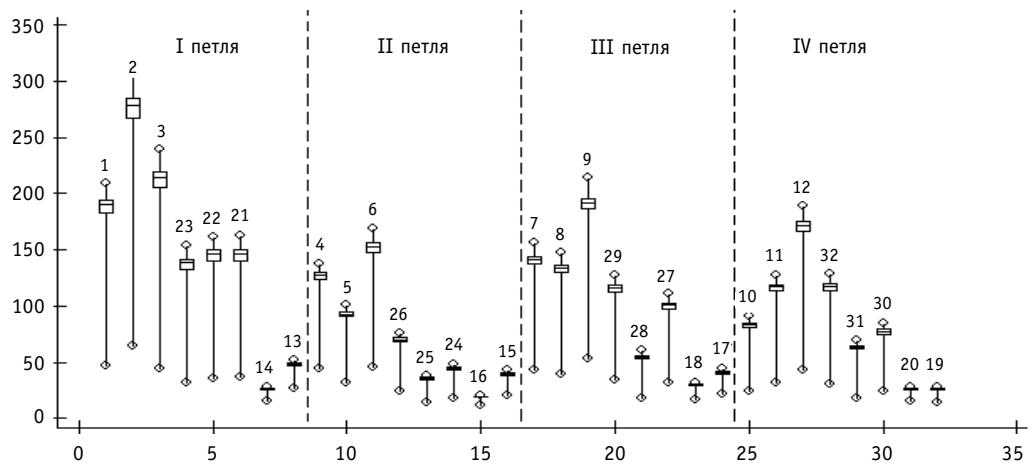


Рис. 10. Статистические характеристики сигналов датчиков в энергетическом режиме

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Применение алгоритмов кластерного анализа, многомерного шкалирования и факторного анализа позволило независимыми методами выделить зависимости показаний датчиков и источники фоновых акустических шумов в реакторной установке ВВЭР-1000. Полученные результаты могут повысить достоверность принятия решений при эксплуатации системы обнаружения течей и демонстрируют эффективность примененных математических методов для анализа данных в задачах технической диагностики АЭС.

Литература

1. Морозов С.А. и др. Исследование источников фоновых акустических шумов главного циркуляционного контура РУ с ВВЭР-1000/Препринт ФЭИ-3083, 2006 г.
2. Larose D.T. Discovering Knowledge in Data. – John Wiley&Sons, 2005.
3. Han J. and Kamber M. Data Mining: Concepts and Techniques. – New York: Morgan Kaufman Publishers, 2001.
4. Белоусов П.А., Скоморохов О. Разработка и применение методов обнаружения изменения свойств и прогнозирования временных рядов в задачах диагностирования АЭС//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2006. – № 3. – С. 3-1.
5. Загоруйко Н.Г. Методы распознавания и их применение. – М.: Советское радио, 1972.
6. Фукунага К. Введение в статистическую теорию распознавания образов. – М.: Наука, 1979.
7. R Project. <http://www.r-project.org>
8. Dyalog APL/W. Version 10.1. <http://www.dyalog.com>
9. Лоули Д., Максвелл А. Факторный анализ (пер. с англ.). – М.: МИР, 1967.

Поступила в редакцию 20.10.2006

К КОНЦЕПЦИИ МЕТОДА ОРУК ИЗМЕРЕНИЯ РЕАКТИВНОСТИ*

Б.Д. Абрамов

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



Рассматриваются актуальные вопросы математического моделирования нейтронной кинетики реактора и определения его реактивности методом ОРУК (обращенного решения уравнения кинетики). Показывается, что традиционная концепция метода ОРУК, как метода измерения реактивности, не совсем верна, поскольку реактивность неизвестного состояния реактора этим методом в принципе не может быть определена точно. Формулируются уточненная концепция метода и вытекающие из нее новые разновидности уравнений метода ОРУК.

УРАВНЕНИЯ КИНЕТИКИ РЕАКТОРА

Кинетика нейтронов в реакторе описывается нестационарным уравнением переноса [1–12]

$$(1/v)\partial\phi/\partial t + M\phi = F_o\phi + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' e^{-\lambda_j(t-t')} F_j \phi_{t'} + Q, \quad (1)$$

где $\phi(x, E, \Omega, t)$ – поток нейтронов, v – скорость нейтрона; Q – внешний источник; $M = \Omega\nabla + \Sigma - S$ и $F = F_o + F_d$ – операторы, описывающие процессы утечки, поглощения, рассеяния и генерации (мгновенных F_o и запаздывающих $F_d = \sum_j F_j$) нейтронов; λ_j – постоянная распада предшественника запаздывающих нейтронов; ϕ – его обобщенный номер [9, 11]; $\phi_t = \phi(x, E, \Omega, t')$.

В стационарном случае оно переходит в уравнение

$$M\phi = F\phi + Q \quad (2)$$

критического (при $Q = 0$) или подкритического (при $Q \geq 0$) состояния реактора.

Наряду с уравнениями (1), (2) для описания критических и некритических реакторов широко используются и так называемые условно-критические уравнения вида

$$M\psi = F\psi / k_{\text{эф}}, \quad (3a)$$

$$M^*\psi^* = F^*\psi^* / k_{\text{эф}}, \quad (3b)$$

где M^* , F^* – сопряженные к M и F операторы, $k_{\text{эф}}$ – эффективный коэффициент размножения нейтронов в реакторе, вводимый с целью фиктивного вывода реактора в критическое состояние за счет умозрительного увеличения выхода нейтронов деления в $1/k_{\text{эф}}$ раз [1, 2].

* Исследования проведены при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований и правительства Калужской области (гранты 04-01-97207, 05-08-33480).

УРАВНЕНИЯ ОБРАТНОЙ КИНЕТИКИ

Уравнения (1)–(3) иногда называют прямыми уравнениями (кинетики) реактора. Они служат для расчетного определения потока нейтронов и/или $k_{\text{эф}}$ по известным значениям сечений и источников. Наряду с ними используются также и обратные уравнения кинетики реактора (или обращенные решения уравнения кинетики, ОРУК), предназначенные для экспериментально-расчетного определения реактивности по известным значениям потока нейтронов. Напомним их [2–12].

Умножая уравнение (1) на ψ^* , уравнение (3б) – на φ , интегрируя по всем рассматриваемым значениям x, E, Ω и вычитая результаты друг из друга, запишем искомое ОРУК в виде уравнения

$$\frac{\rho}{\bar{\beta}} = 1 + \frac{\alpha \Lambda}{\bar{\beta}} - \frac{\bar{Q} + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' e^{-\lambda_j(t-t')} (\psi^*, F_j \varphi_{t'})}{(\psi^*, F_d \varphi_t)} \quad (4a)$$

с коэффициентами

$$\alpha = \frac{(\psi^*, v^{-1} \partial \varphi / \partial t)}{(\psi^*, v^{-1} \varphi)}, \quad \Lambda = \frac{(\psi^*, v^{-1} \varphi)}{(\psi^*, F \varphi)}, \quad \bar{\beta} = \frac{(\psi^*, F_d \varphi)}{(\psi^*, F \varphi)}, \quad \bar{Q} = (\psi^*, Q) \quad (4b)$$

для нахождения реактивности $\rho_\beta = \rho / \bar{\beta}$ (в единицах $\bar{\beta}$) по заданным $\alpha, \Lambda, \lambda_j, \bar{\beta}, \bar{Q}, F, F_j, \psi^*, \varphi$, где (\cdot, \cdot) – символ интеграла по всем рассматриваемым значениям переменных x, E, Ω , а величина $\rho = 1 - 1/k_{\text{эф}}$ – реактивность, зависимость которой от времени определяется соответствующей параметрической зависимостью сечений (свойств реактора) в уравнениях (3).

ОРУК (4) является точным уравнением (дает точное значение реактивности), если в качестве ψ^*, φ в (4) используются точные решения уравнений (3), (1)). Приближенные одноточечные или многоточечные ОРУК обычно получают, пренебрегая в (4) слагаемым $\alpha \Lambda / \bar{\beta}$ и используя аппроксимации типа

$$\varphi(x, E, \Omega, t) = P(t) \xi(x, E, \Omega, t), \quad \xi = \tilde{\psi} / (p, \tilde{\psi}), \quad (5a)$$

$$\varphi(x, E, \Omega, t) \approx \sum_k P_k(t) \xi_k(x, E, \Omega, t), \quad \xi_k = \theta_k \tilde{\psi}_k / (p_k, \theta_k \tilde{\psi}_k), \quad (5b)$$

где $P = (p, \varphi)$, $P_k = (p_k, \theta_k \varphi)$ – показания датчиков нейтронного поля в реакторе, характеризуемых «сечениями детекторов» $p(x, E)$, $p_k(x, E)$; $\theta_k(x)$ – характеристическая функция подобласти $G_k \subset G$ реактора, в которой локализован k -й датчик; G – область пространства, занимаемая реактором; $\tilde{\psi}(x, E, \Omega, t)$, $\tilde{\psi}_k(x, E, \Omega, t)$ – функции формы нейтронного поля в G, G_k , выбираемые из тех или иных соображений аппроксимации потока $\varphi(x, E, \Omega, t)$. Например, в адиабатическом приближении полагают $\tilde{\psi} = \psi$ [2–9]. При выборе $\tilde{\psi} = \varphi$ соотношения (5) обращаются в тождество.

Отметим, что на практике под P, P_k часто понимаются более сложные выражения, включающие процедуры преобразования непрерывных функций $P(t), P_k(t)$ в серии импульсов с последующим приближенным восстановлением исходных $P(t), P_k(t)$. Однако учет этого обстоятельства, служащего источником дополнительных погрешностей метода ОРУК [5,6], не вносит каких-либо принципиальных изменений в результаты данного исследования.

В частности, подставляя (5a) в (4), приходим к одноточечному ОРУК традиционного вида

$$\frac{\rho}{\bar{\beta}} = 1 - \frac{Q_{\text{эф}} + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' \bar{a}_j(t, t') P(t') e^{-\lambda_j(t-t')}}{P(t)}, \quad (6a)$$

для определения $\rho/\bar{\beta}$ в приближении $\Lambda = 0$ по заданным $P(t)$ с коэффициентами

$$\bar{a}_j(t, t') = (\psi^*, F_j \xi_{t'}) / (\psi^*, F_d \xi_t), \quad Q_{\text{эфф}} = \bar{Q} / (\psi^*, F_d \xi_t), \quad (66)$$

вычисляемыми с весом функций ψ^* , $\xi = \tilde{\psi} / (p, \tilde{\psi})$ [5].

В случае стационарного подкритического реактора, описываемого уравнением (2), уравнения (4),(5a) переходят соответственно в ОРУК

$$\rho = -\frac{(\psi^*, Q)}{(\psi^*, F\varphi)} \approx -\frac{(\psi^*, Q)}{(\psi^*, F\xi) P} \quad (7)$$

метода обратного умножения (умножения $(\psi^*, F\varphi) / (\psi^*, Q)$ нейтронов источника (ψ^*, Q)) для определения реактивности заглушенного реактора [5].

Наконец, в случае экспоненциального режима, когда $Q = 0$ и имеет место разделение переменных $\varphi = \psi_0(x, E, \Omega) \exp(\alpha t)$, уравнение (4) переходит в уравнение (ОРУК) обратных часов

$$\rho = \alpha \left[\Lambda + \sum_j \frac{\bar{\beta}_j}{\alpha + \lambda_j} \right] \quad (8)$$

для определения реактивности по измеряемому периоду $1/\alpha$ реактора и расчетным значениям коэффициентов $\Lambda = (\psi^*, v^{-1} \psi_0) / (\psi^*, F \psi_0)$, $\bar{\beta}_j = (\psi^*, F_j \psi_0) / (\psi^*, F \psi_0)$.

МОЖНО ЛИ ИЗМЕРИТЬ РЕАКТИВНОСТЬ МЕТОДОМ ОРУК?

Идентификация того или иного состояния реактора по методу ОРУК сводится к определению его реактивности $\rho/\bar{\beta}$ или $k_{\text{эфф}}$ путем вычисления правых частей соответствующих уравнений типа (6a) по заданным (например, расчетным) значениям коэффициентов (66) и экспериментальным значениям функционала $P(t)$, характеризующего показания датчиков нейтронного поля в реакторе. Обычно предполагается, что такая процедура позволяет находить с приемлемой точностью искомые характеристики $\rho/\bar{\beta}$ или $k_{\text{эфф}}$ исследуемого состояния реактора, причем переход к точному ОРУК (4) позволяет находить и их точные значения. Однако это не совсем так.

В самом деле, если исследуемое состояние реактора неизвестно, то оно не может быть идентифицировано методом ОРУК, поскольку для этого необходимо знать коэффициенты соответствующего ОРУК, а для вычисления этих коэффициентов необходимо знать само это состояние. Поэтому точное значение реактивности неизвестного состояния реактора в принципе не может быть ни измерено методом ОРУК, ни рассчитано, что не всегда ясно осознается (отметим, что случай критического реактора не является исключением, ибо из $P(t) = \text{const} > 0$ следует $\rho = 0$ лишь при $\bar{Q} = (\psi^*, Q) = 0$, т.е. при известном коэффициенте $\bar{Q} = 0$).

Вместе с тем, оно может быть определено приближенно. На практике это достигается обычно заменой искомых коэффициентов иными, «пробными» коэффициентами, вычисленными для некоторого известного, близкого к исследуемому «пробного» состояния (пробной модели) реактора. Однако подобный вариант метода ОРУК содержит неустранимую погрешность, обусловленную неточным выбором пробной модели, и является, строго говоря, не столько методом измерения реактивности, сколько методом уточнения ее расчетных значений.

Поясним это. Пусть $\bar{\rho}$ – расчетная реактивность пробного состояния, ρ – истинная реактивность искомого состояния, а $\tilde{\rho}$ – его реактивность, измеренная методом ОРУК с пробными коэффициентами. Тогда $\bar{\rho} = \tilde{\rho} = \rho$, если пробное состояние совпадает с искомым, и $\bar{\rho} \neq \tilde{\rho} \neq \rho$ в общем случае. При этом $\tilde{\rho}$ является уточнением $\bar{\rho}$ в том смысле, что она рассчитывается по данной $\bar{\rho}$ и обычно лежит ближе к ρ , чем $\bar{\rho}$:

$|\rho - \tilde{\rho}| \leq |\rho - \check{\rho}|$. Степень близости $\check{\rho}, \tilde{\rho}$ к ρ может характеризоваться невязкой $\check{\rho} - \tilde{\rho}$, но лишь косвенно, ибо из $\check{\rho} = \tilde{\rho}$ в общем случае не следует $\check{\rho} = \tilde{\rho} = \rho$.

Следовательно, однократное применение расчетной процедуры метода ОРУК не приводит в общем случае к определению реактивности. Не приводит к этому и многократное ее применение, когда по найденной реактивности $\tilde{\rho}$ корректируются параметры расчетной модели с целью обеспечения равенства $\check{\rho} = \tilde{\rho}$, на этой основе пересчитываются коэффициенты ОРУК, вычисляется новое $\tilde{\rho}$ и т.д. В самом деле, если этот итерационный процесс сходится, то он приводит лишь к некоторому уточнению пробной модели, гарантирующему выполнение равенства $\check{\rho} = \tilde{\rho}$, но не равенства $\check{\rho} = \tilde{\rho} = \rho$ (поскольку само уравнение, решаемое итерационно, не точное, а приближенное).

Таким образом, реактивность неизвестного состояния реактора нельзя измерить точно. Но можно (сколь угодно) точно мерить малые эффекты реактивности. В этом смысле метод ОРУК и является методом измерения не столько самой реактивности, сколько ее малых эффектов, позволяющим оценивать в рамках теории малых возмущений отклонения $\delta\rho_{12} = \rho_1 - \rho_2$ реактивности ρ_2 возмущенного состояния реактора от реактивности ρ_1 исходного состояния [5].

Продемонстрируем эти положения на примерах уравнений (3), (6)–(8).

ВОЗМУЩЕНИЯ УСЛОВНО-КРИТИЧЕСКИХ УРАВНЕНИЙ

Поскольку реактивность $\rho = 1 - 1/k_{\text{эфф}}$ определяется через ведущее собственное значение $k_{\text{эфф}}$ условно-критических уравнений (3), то и все ее свойства определяются этими же уравнениями. Поэтому, в частности, она не зависит ни от внешнего источника Q , ни от постоянных распада λ_j , совсем не фигурирующих в уравнениях (3), и лишь слабо зависит от спектров и выходов запаздывающих нейтронов деления [9–12]. Итак, обратимся сначала к рассмотрению уравнений (3).

Обозначая через $C = \Sigma - S$ оператор, описывающий процессы поглощения и рассечения нейронов и переписывая оператор $M = \Omega\nabla + \Sigma - S$ в виде $M = \Omega\nabla + C$, ограничимся рассмотрением возмущений, меняющих лишь операторы C, F , но не меняющих внешних границ реактора.

Предположим, что интересующее нас состояние реактора, характеризуемое операторами C, F , известно лишь приближенно так, что $\check{C} = \check{C} + \delta C$, $\check{M} = \check{M} + \delta M$, $\check{F} = \check{F} + \delta F$, где \check{C}, \check{F} – известные, а $\delta C, \delta F$ – неизвестные линейные ограниченные операторы. Тогда из уравнений (3а) и (3б) с операторами C, F и \check{C}, \check{F} соответственно следуют известные соотношения [1, 2]

$$\delta\rho = \rho - \check{\rho} = \frac{(\check{\Psi}^*, (\delta F / k_{\text{эфф}} - \delta C)\Psi)}{(\check{\Psi}^*, \check{F}\Psi)} \approx \frac{(\check{\Psi}^*, (\delta F / \check{k}_{\text{эфф}} - \delta C)\Psi)}{(\check{\Psi}^*, \check{F}\Psi)} \quad (9)$$

для точного и приближенного (в линейном по возмущениям приближении) вычисления погрешности $\delta\rho = 1/\check{k}_{\text{эфф}} - 1/k_{\text{эфф}}$ реактивности, обусловленной погрешностями $\delta C, \delta F$ знания операторов (свойств реактора) C, F , где $\check{\Psi}, \check{\Psi}^*, \check{k}_{\text{эфф}}$ – решения уравнений (3) с операторами \check{C}, \check{F} .

Из (9) вытекает, что при неизвестных $\delta C, \delta F \neq 0$ реактивность $\rho = \check{\rho} + \delta\rho$ исследуемого состояния реактора в принципе не может быть определена точно. Однако она может быть определена приближенно, например, соотношением $\rho \approx \check{\rho}$ с точностью $\delta\rho \approx \delta\rho^{(0)}$ (см. дальше).

Перейдем к рассмотрению эффектов реактивности. Пусть $\delta F^{(0)}$, $\delta C^{(0)}$ – погрешности знания исходного состояния $n = 0$ реактора, трактуемые как возмущения, а $\delta F^{(n)}$, $\delta C^{(n)}$ – реальные возмущения, вносимые в реактор в n -ом эксперименте, где $n = 1, 2, \dots$. Из возмущенных уравнений

$$(\bar{M} + \delta C^{(0)} + \delta C^{(n)})\psi_n = (\bar{F} + \delta F^{(0)} + \delta F^{(n)})\psi_n / k_{\text{эф}}^n \quad (10)$$

и невозмущенного уравнения (3б) нетрудно вывести требуемое обобщение формул (9):

$$\delta\rho_{mn} = \rho_m - \rho_n = \delta\rho_m^{(0)} + \delta\rho_n - (\delta\rho_n^{(0)} + \delta\rho_n) \approx \delta\rho_m - \delta\rho_n, \quad (11)$$

где

$$\delta\rho_n^{(0)} = \frac{(\bar{\Psi}^*, (\delta F^{(0)} / k_{\text{эф}}^n - \delta C^{(0)})\psi_n)}{(\bar{\Psi}^*, \bar{F}\psi_n)} \approx \frac{(\bar{\Psi}^*, (\delta F^{(0)} / \bar{k}_{\text{эф}} - \delta C^{(0)})\psi)}{(\bar{\Psi}^*, \bar{F}\psi)} = \delta\rho^{(0)} = \delta\rho_0^{(0)}, \quad (12a)$$

$$\delta\rho_n = \frac{(\bar{\Psi}^*, (\delta F^{(n)} / k_{\text{эф}}^n - \delta C^{(n)})\psi_n)}{(\bar{\Psi}^*, \bar{F}\psi_n)} \approx \frac{(\bar{\Psi}^*, (\delta F^{(n)} / \bar{k}_{\text{эф}} - \delta C^{(n)})\psi)}{(\bar{\Psi}^*, \bar{F}\psi)}. \quad (12b)$$

Из этих формул следует, что неопределенности $\delta F^{(0)}$, $\delta C^{(0)}$ знания исходного состояния реактора в линейном по возмущениям приближении $\delta\rho_n^{(0)} \approx \delta\rho^{(0)}$ не оказывают влияния на эффекты реактивности (11) (ибо соответствующие вклады $\delta\rho^{(0)}$ взаимно компенсируются).

Поскольку погрешность определения эффектов реактивности $\delta\rho_{mn}$, таким образом, неограниченно убывает при $\delta\rho_m, \delta\rho_n \rightarrow 0$, а погрешность определения самой реактивности ρ не может быть меньше $\delta\rho^{(0)}$, то в этом смысле метод ОРУК и является скорее методом определения малых эффектов реактивности, нежели самой реактивности.

ОРУК (7) С НЕДОСТОВЕРНО ИЗВЕСТНЫМИ КОЭФФИЦИЕНТАМИ

Обратимся к методу обратного умножения (7). Предположим, что функционал $P = (p, \varphi)$ измеряется точно, а состояние реактора известно лишь приближенно: $C = \bar{C} + \delta C$, $F = \bar{F} + \delta F$. Тогда из всех входящих в правую часть формулы (7) величин ψ^* , F , $\xi = \varphi/P$ и P будет известна лишь P (поскольку вычисление ψ^* , ξ требует знания операторов C , F), а, значит, соответствующее уравнение (7) не может быть использовано для определения ρ . Таким образом, реактивность неизвестного состояния реактора не может быть определена по методу ОРУК (7) точно.

Однако она может быть определена приближенно. Действительно, заменяя ψ^* , F , $\xi = \varphi/P$ на соответствующие величины $\bar{\psi}^*$, \bar{F} , $\bar{\xi} = \bar{\varphi}/\bar{P}$, фигурирующие в уравнениях (2), (3) с операторами \bar{C} , \bar{F} , приходим к следующей известной [5] аппроксимации ОРУК (7):

$$\rho = -\frac{(\psi^*, Q)}{(\psi^*, F\varphi)} \approx -\frac{(\bar{\psi}^*, Q)}{(\bar{\psi}^*, \bar{F}\bar{\xi}) P} = -\frac{(\bar{\psi}^*, Q)}{(\bar{\psi}^*, \bar{F}\bar{\varphi}) P} = \bar{\rho} \frac{\bar{P}}{P} = \bar{\rho}, \quad (13)$$

уже допускающей практическую реализацию, т.к. входящие в (13) величины $\bar{\rho} = 1 - 1/\bar{k}_{\text{эф}}$, $\bar{\varphi} = (\bar{M} - \bar{F})^{-1}Q$, $\bar{P} = (p, \bar{\varphi})$ могут быть получены, например, расчетным путем.

ОРУК (13) позволяет оценивать реактивность ρ неизвестного состояния реактора по известным $\bar{\rho}$, \bar{P} , P соотношением $\rho \approx \bar{\rho} = 1 - 1/\bar{k}_{\text{эф}}$, а также невязку $\tilde{\rho} - \bar{\rho} = \bar{\rho}[(\bar{P}/P) - 1]$, косвенно характеризующую точность этой оценки.

Поскольку далее, замена $\tilde{F} \rightarrow \tilde{F}(\tilde{k}_{\text{эф}} / \tilde{k}_{\text{эф}})$ в (пробных) уравнениях (3) влечет (не меняя Ψ^*) замену $\tilde{k}_{\text{эф}} \rightarrow \tilde{k}_{\text{эф}}$, то его можно рассматривать и как метод (одноразовой) коррекции «параметра» \tilde{F} расчетной модели реактора с целью совмещения расчетных и экспериментальных $k_{\text{эф}}$. Следует, однако, иметь в виду, что такое совмещение еще не означает выхода на истинное значение $k_{\text{эф}}$. Не ведет к этому в общем случае и многоразовая коррекция, поскольку соответствующие итерации

$$\tilde{\rho}_{i+1} = -\frac{\bar{Q}(p, \tilde{\phi}_i)}{(\Psi^*, \tilde{F}_i \tilde{\phi}_i) P}, \quad \tilde{\phi}_i = (\tilde{M} - \tilde{F}_i)^{-1} Q, \quad \tilde{F}_i = \tilde{F} \frac{\tilde{k}_i}{\tilde{k}_{\text{эф}}}, \quad \tilde{k}_i = \frac{1}{1 - \tilde{\rho}_i}, \quad i = 1, 2, \dots \quad (14)$$

по уточнению $\tilde{\rho}$ при данном P не сходится в общем случае к искомому ρ . Это же справедливо, очевидно, и в отношении использования других, отличных от \tilde{F} , подгото-
вочных параметров.

Перейдем к рассмотрению эффектов реактивности. Из соответствующего анало-
га

$$(\tilde{M} + \delta C^{(0)} + \delta C^{(n)}) \phi_n = (\tilde{F} + \delta F^{(0)} + \delta F^{(n)}) \phi_n + Q$$

уравнения (11) и невозмущенного уравнения (3б) нетрудно вывести уравнение

$$\rho'_n = \tilde{\rho} + \delta \rho_n^{(0)} + \delta \rho_n = -\frac{(\Psi^*, Q)}{(\Psi^*, \tilde{F} \phi_n)} \approx -\frac{(\Psi^*, Q)}{(\Psi^*, \tilde{F} \xi) P_n} = \tilde{\rho} \frac{\tilde{P}}{P_n} \quad (15)$$

для определения реактивности ρ'_n в n -ом эксперименте по известной правой части уравнения (15), где $\delta \rho_n^{(0)} \approx \delta \rho^{(0)}$, $\delta \rho_n^{(0)}$ даются формулами (12) при замене в последних Ψ_n , Ψ на ϕ_n , ξ .

Из (15) следует, что при $\delta F^{(0)}, \delta C^{(0)} \neq 0$ реактивность не может быть определена методом ОРУК (7), ибо содержат неустранимую компоненту $\delta \rho_n^{(0)}$, обусловленную неопределенностями знания исходного состояния реактора. Поскольку в приближении малых возмущений $\delta \rho_n^{(0)} \approx \delta \rho^{(0)}$ эта компонента не влияет на эффекты реактивности вида

$$\delta \rho'_{mn} = \rho'_m - \rho'_n \approx (\delta \rho_m - \delta_n) \approx \tilde{\rho} \delta P_{mn}, \quad \delta P_{mn} = \left(\frac{\tilde{P}}{P_m} - \frac{\tilde{P}}{P_n} \right), \quad (16)$$

то малые эффекты реактивности (16) допускают определение с большей точностью, нежели сама реактивность, в силу чего метод ОРУК (7) и является, скорее, методом определения малых эффектов реактивности, нежели самой реактивности.

Заметим, что если реактивность ρ исходного состояния известна, то ее можно измерить методом ОРУК, ибо компонента $\delta \rho^{(0)}$ в этом случае допускает устранение. Так обстоит дело, например, в критическом состоянии, где $\rho = 0$, $k_{\text{эф}} = 1$. Действительно, если $\rho'_0 = \tilde{\rho} + \delta \rho_0^{(0)} \neq 0$, т.е. расчетное значение $\tilde{k}_{\text{эф}} = k_{\text{кр}} = 1/(1 - \delta \rho_0^{(0)})$ коэффициен-
та $k_{\text{эф}}$ отличается от единицы, то вклад $\delta \rho_0^{(0)}$ можно компенсировать коррекцией вы-
хода нейтронов деления $\tilde{F} \rightarrow \tilde{F} = \tilde{F}/k_{\text{кр}}$ [7]. Однако качество этой коррекции по мере
удаления реактора от критического состояния будет ухудшаться.

Возвращаясь к анализу соотношений (13),(15), следует отметить также, что величина ρ'_n , вводимая формулой (15) и интерпретируемая как реактивность ρ_n воз-
мущенного состояния, на самом деле является таковой, вообще говоря, лишь в слу-
чае достаточно малых возмущений, когда

$$\begin{aligned} \rho_n = 1 - \frac{1}{k_{\phi}^n} &= - \frac{(\bar{\psi}^* + \delta\psi_n^*, Q)}{(\bar{\psi}^* + \delta\psi_n^*, (\bar{F} + \delta F^{(0)} + \delta F^{(n)})\phi_n)} \approx \\ &\approx \rho'_n \left[1 + \left(\delta\bar{\psi}^*, \frac{Q}{(\bar{\psi}^*, Q)} - \frac{\bar{F}\xi}{(\bar{\psi}^*, \bar{F}\xi)} \right) - \frac{(\bar{\psi}^*, (\delta F^{(0)} + \delta F^{(n)})\xi)}{(\bar{\psi}^*, \bar{F}\xi)} \right] \approx \rho'_n , \end{aligned} \quad (17)$$

где k_{ϕ}^n , $\psi_n^* = \bar{\psi}^* + \delta\psi_n^*$ – решение сопряженного возмущенного уравнения

$$(\bar{M} + \delta C^{(0)} + \delta C^{(n)})^* \psi_n^* = (\bar{F} + \delta F^{(0)} + \delta F^{(n)})^* \psi_n^* / k_{\phi}^n .$$

Таким образом, даже в случае $\delta\rho_n^{(0)} = 0$ формулы (15), (16) не являются точными, а дают лишь некоторые оценки ρ'_n реактивности ρ_n или возмущения $\rho'_n - \bar{\rho} = \delta\rho_n^{(0)} + \delta\rho_n$. При этом левая часть $\bar{\rho} + \delta\rho_n^{(0)} + \delta\rho_n$ формулы (15) показывает, что же на самом деле получают, когда пытаются определить реактивность ρ_i по известной (из расчета и эксперимента) правой части.

Схемы практических приложений метода обратного умножения см. в [5].

ОРУК (6) С НЕДОСТОВЕРНО ИЗВЕСТНЫМИ КОЭФФИЦИЕНТАМИ

Обратимся к анализу свойств уравнения (6а) с недостоверно известными коэффициентами (6б). Предполагая вновь, что функционал $P = (p, \phi)$ измеряется точно, а состояние реактора известно лишь приближенно (так, что $C = \bar{C} + \delta C$, $F_j = \bar{F}_j + \delta F_j$), приходим к заключению, что ОРУК (6) в этом случае также не позволяет определить реактивность $\rho_\beta = \rho/\bar{\beta}$ исследуемого недостоверно известного состояния реактора, поскольку нельзя вычислить коэффициенты (6б).

Однако он позволяет определить ее приближенно: заменяя $\psi^*, F_j, \xi = \phi/P$ в уравнениях (6) на соответствующие величины $\bar{\psi}^*, \bar{F}_j, \bar{\xi} = \bar{\phi}/\bar{P}$, фигурирующие в уравнениях (1),(3) с известными $\bar{C}, \bar{F}_0, \bar{F}_j$, приходим к следующему обобщению ОРУК (13):

$$\rho_\beta P \approx \bar{\rho}_\beta \bar{P} + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' \left[\bar{\alpha}_j(t, t') \delta P(t) - \bar{\alpha}_j(t, t') \delta P(t') \right] e^{-\lambda_j(t-t')} \quad (18a)$$

для приближенного определения реактивности $\rho_\beta = \rho/\bar{\beta}$ в единицах $\bar{\beta}$, где $\bar{\alpha}_j(t, t')$ – коэффициенты (6б) невозмущенного состояния реактора, $\bar{\rho}_\beta = \bar{\rho}/\bar{\beta}$ – его реактивность в единицах невозмущенного $\bar{\beta}$, $\bar{P} = (p, \bar{\phi})$ – расчетный невозмущенный «сигнал», $\delta P = P - \bar{P}$.

Соответствующее уравнение относительно самой реактивности ρ принимает при этом вид

$$\rho P \approx \bar{\rho} \bar{P} + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' \left[\bar{\beta}_j(t, t') \delta P(t) - \bar{\beta}_j(t, t') \delta P(t') \right] e^{-\lambda_j(t-t')} , \quad (18b)$$

где $\bar{\beta}_j(t, t') = (\bar{\psi}_t^*, \bar{F}_j \xi_{t'}) / (\bar{\psi}_t^*, \bar{F} \xi_t)$. В стационарном случае оно переходит в ОРУК (13).

Уточним смысл знака \approx в этих уравнениях. Для этого рассмотрим соотношение [10, 11]

$$\check{\rho} = \frac{(\check{\Psi}^*, (\check{F}_d - \delta F_o + \delta C)\varphi - Q)}{(\check{\Psi}^*, \check{F}\varphi)} - \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' e^{-\lambda_j(t-t')} \frac{(\check{\Psi}^*, F_j \varphi_{t'})}{(\check{\Psi}^*, \check{F}\varphi_t)},$$

вытекающее из уравнения (1) (в приближении $(\partial\varphi/\partial t)/v = 0$) и уравнения (36) с достоверно известными операторами \check{C}, \check{F} . Из этого соотношения в дополнительных предположениях

$$\rho \approx \check{\rho} + \delta\rho, \quad \xi \approx \check{\xi}, \quad \delta\rho \approx \frac{(\check{\Psi}^*, (\delta F_o - \delta C)\check{\xi})}{(\check{\Psi}^*, \check{F}\check{\xi})} + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' e^{-\lambda_j(t-t')} \frac{(\check{\Psi}^*, \delta F_j \xi_{t'})}{(\check{\Psi}^*, \check{F}\xi_t)} \frac{P(t')}{P(t)} \quad (19)$$

и следует уравнение (186), обобщающее уравнение (13) на случай нестационарных задач.

Таким образом, уравнение (186) справедливо в следующих предположениях: 1) постоянство Q и λ_j ; 2) приближение мгновенного скачка $(\partial\varphi/\partial t)/v = 0$; 3) приближение малых возмущений $\varphi \check{P} \approx \check{\varphi} P$, когда изменениями форм-функции $\xi = \check{\varphi}/\check{P}$ можно пренебречь. Аналогичные заключения справедливы и в отношении уравнения (18a).

ОРУК (18) дает оценку реактивности ρ неизвестного состояния реактора по известным $\check{\rho}, \check{P}, P$ и в этом смысле может рассматриваться (в полной аналогии с ОРУК (13)) в качестве метода коррекции расчетного значения $\check{\rho}$ или метода коррекции параметров расчетной модели реактора, причем в качестве последних здесь могут выступать, например, и λ_j [11, 12]. Хорошим приближением к уравнениям (18) в ряде задач с ненулевым $Q \geq 0$ могут оказаться также уравнения

$$\rho_\beta \approx \check{\rho}_\beta (\check{P}/P), \quad \rho \approx \check{\rho} (\check{P}/P), \quad (20)$$

последнее из которых совпадает по форме с уравнением (13) и переходит в него при $t \rightarrow \infty$ в случае, когда $P(t) \rightarrow \text{const} > 0$ при $t \rightarrow \infty$.

Перейдем к рассмотрению разностных эффектов реактивности. Предполагая теперь, что $\delta C = \delta C^{(0)} + \delta C^{(n)}$, $\delta F_o^{(n)} = \delta F_o^{(0)} + \delta F_o^{(n)}$, $\delta F_j^{(n)} = \delta F_j^{(0)} + \delta F_j^{(n)}$, выводим из уравнений (18),(19), записанных для возмущенных состояний m и n реактора, искомые обобщения уравнения (16):

$$\delta\rho_{\beta}^{mn} = \check{\rho}_\beta \delta P_{mn} + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' \left[\check{\bar{a}}_j(t, t) \delta P_{mn}(t) - \check{\bar{a}}_j(t, t') \delta P_{mn}(t') \right] e^{-\lambda_j(t-t')}, \quad (21a)$$

$$\delta\rho_{nn} = \check{\rho} \delta P_{nn} + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' \left[\check{\bar{\beta}}_j(t, t) \delta P_{nn}(t) - \check{\bar{\beta}}_j(t, t') \delta P_{nn}(t') \right] e^{-\lambda_j(t-t')}, \quad (21b)$$

где $\delta\rho_{\beta}^{mn} = \rho_\beta^m - \rho_\beta^n$, а $\rho_\beta^n = (\rho/\check{\beta})_n$ – реактивность n -го состояния реактора в единицах $\check{\beta}$.

Из вывода этих уравнений следует, что погрешность $\delta\rho^{(0)}$, определяемая последним уравнением (19) при $\delta C = \delta C^{(0)}, \delta F_o^{(n)} = \delta F_o^{(0)}, \delta F_j^{(n)} = \delta F_j^{(0)}$, вклада в эффекты реактивности $\delta\rho_{\beta}^{mn}$ и $\delta\rho_{nn}$, в отличие от самой реактивности ρ , не вносит. Таким образом, метод ОРУК (6) также является скорее методом определения малых эффектов реактивности, нежели самой реактивности.

Уравнения (18),(21) могут оказаться удобным инструментом для приближенного вычисления как самой реактивности, так и ее эффектов по расчетным функционалам $\check{\rho}, \check{P}, \check{\bar{a}}_j, \check{\bar{\beta}}_j$ и экспериментальному «сигналу» P , поскольку позволяют в ряде

случаев ограничиваться при вычислении интегралов в правых частях формул (18),(21) достаточно грубыми приближениями для коэффициентов $\bar{\alpha}_j(t,t')$, $\bar{\beta}_j(t,t')$, простейшими из которых являются, очевидно, приближения типа (16):

$$\delta\rho_{\beta}^{mn} = \bar{\rho}_{\beta}\delta P_{mn}, \quad \delta\rho_{nm} = \bar{\rho}\delta P_{mn}, \dots \quad (22)$$

В заключение этого раздела заметим также, что в задачах с нулевым или пренебрежимо малым источником Q более удобными, чем (18), могут оказаться уравнения

$$\rho_{\beta} \approx \bar{\rho}_{\beta} + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' \bar{\alpha}_j(t,t') \left[\frac{\bar{P}(t')}{\bar{P}(t)} - \frac{P(t')}{P(t)} \right] e^{-\lambda_j(t-t')}, \quad (23a)$$

$$\rho \approx \bar{\rho} + \sum_j \lambda_j \int_{-\infty}^t dt' \bar{\beta}_j(t,t') \left[\frac{\bar{P}(t')}{\bar{P}(t)} - \frac{P(t')}{P(t)} \right] e^{-\lambda_j(t-t')}, \quad (23b)$$

вытекающие в аналогичных предположениях из уравнений (6).

ОРУК (8) С НЕДОСТОВЕРНО ИЗВЕСТНЫМИ КОЭФФИЦИЕНТАМИ

Требуемая аппроксимация ОРУК (8) может быть записана в этом случае в виде уравнения

$$\rho \approx \bar{\rho} \frac{\alpha}{\bar{\alpha}} - \alpha \sum_j \left[\frac{\bar{\beta}_j}{\bar{\alpha} + \bar{\lambda}_j} - \frac{\bar{\beta}_j}{\alpha + \bar{\lambda}_j} \right], \quad (24)$$

где $\bar{\alpha}, \bar{\beta}_j, \bar{\lambda}_j, \bar{\rho}$ – соответствующие величины пробной модели, α – экспериментальное значение, ρ – искомая реактивность. При малых α из (24) следует, что $\rho \approx \bar{\rho}(\alpha/\bar{\alpha})$.

ИЛЛЮСТРАТИВНЫЙ ПРИМЕР

Проиллюстрируем эти положения на примере упрощенной краевой задачи типа (1) для односкоростного уравнения диффузии нейtronов с одной группой запаздывающих нейtronов [2, 3, 5]

$$\left(\frac{1}{v} \frac{d}{dt} - D\Delta + \Sigma_a \right) \phi = v\Sigma_f (1-\beta)\phi + \lambda\beta v\Sigma_f \int_{-\infty}^t dt' \phi_t e^{-\lambda(t-t')} + Q, \quad (25)$$

рассматриваемого в однородной области G с нулевыми граничными условиями на ее (экстраполированной) границе Γ . Пусть $u_s(x)$, $s = 1, 2, \dots$ – полная ортонормированная система собственных функций оператора Лапласа в этой области, $-\Delta u_s = B_s^2 u_s$, $(u_s, u_{s'}) = \delta_{s,s'}$, а Φ_s, p_s, Q_s – соответствующие коэффициенты разложения функций $\phi(x, t)$, $p(x)$, $Q(x)$ в ряды по u_s . Тогда коэффициенты $\phi_s = (u_s, \phi)$ определяются из уравнения точечной кинетики

$$\left[\Lambda \frac{d}{dt} + (\beta - \rho_s) \right] \phi_s = \lambda \beta \int_{-\infty}^t dt' \phi_s(t') e^{-\lambda(t-t')} + q_s/k_{\infty}, \quad (26)$$

где, как обычно [2,3,5],

$$k_{\infty} = \frac{v\Sigma_f}{\Sigma_a}, \quad \Lambda = \frac{1}{v\Sigma_a k_{\infty}}, \quad \rho_s = 1 - \frac{1}{k_s}, \quad k_s = \frac{k_{\infty}}{1 + B_s^2 L^2}, \quad q_s = \frac{Q_s}{\Sigma_a}, \quad L^2 = \frac{D}{\Sigma_a}, \quad (27)$$

причем величины $\rho = \rho_1$, $k_{\infty} = k_1$ соответствуют положительной в G функции $u_1(x) > 0$.

Предполагается, что в момент времени $t = 0$ произведено возмущение свойств реактора, под воздействием которого он перешел из критического при $t < 0$ состояния (без источника) в подкритическое при $t > 0$ состояние (с источником) с коэффи-

циентами (27). Поскольку $\phi_s(t) = \phi_1(-0) \delta_{s,1}$ в критическом состоянии, то из (26) в приближении «мгновенного скачка» $\Lambda = 0$ получаем [3]

$$\phi_s(t) = \frac{\beta}{\beta - \rho} \phi_1(-0) \delta_{s,1} e^{\frac{\lambda \rho_s t}{\beta - \rho}} - \frac{q_s}{k_\infty \rho_s} \left(1 - e^{\frac{\lambda \rho_s t}{\beta - \rho}} \right). \quad (28)$$

Отсюда и из последней формулы (20) находим, что

$$\rho \approx \bar{\rho} (\bar{P}/P) \approx \bar{\rho} \frac{1 - \rho/\beta}{1 - \bar{\rho}/\bar{\beta}} \exp \left[\left(\frac{\bar{\rho}}{\beta - \bar{\rho}} - \frac{\rho}{\beta - \rho} \right) \lambda t \right] \quad (29a)$$

при малых $t > 0$ и что

$$\rho \approx \bar{\rho} (\bar{P}/P) \approx \bar{\rho} \frac{k_\infty}{k_\infty} \left(\sum_s \frac{p_s q_s}{\bar{\rho}_s} \right) / \left(\sum_s \frac{p_s q_s}{\rho_s} \right) \quad (29b)$$

при $t \rightarrow \infty$, где величины с «крышечками» соответствуют расчетной модели реактора.

Из (29) следует, что наблюдаемая в реальном методе ОРУК (6) (с коэффициентами, вычисленными на основе пробной модели типа (25)–(27)) реактивность меняется при малых ρ/β , $\bar{\rho}/\bar{\beta}$ от расчетного значения $\bar{\rho}$ при $t \approx 0$ до некоторого асимптотического при $t \rightarrow \infty$ значения (29b), равного реактивности (13) метода обратного умножения и совпадающего с истинной реактивностью ρ лишь в случае $p_s q_s = p_1 q_1 \delta_{s,1}$, $\bar{k}_\infty = k_\infty$, когда источники $Q(x)$ и/или «детекторы» $p(x)$ распределены по функции $u_1(x) > 0$, а k_∞ не меняется в процессе возмущения. В этом же случае, кстати, сходятся к ρ и итерации (14). Если же $\bar{k}_\infty \neq k_\infty$, то они сходятся к отличной от ρ величине $\rho(k_\infty/\bar{k}_\infty)\{1 + [\rho(k_\infty/\bar{k}_\infty) - \bar{\rho}]\}$, где $\bar{\rho}$ – реактивность исходной пробной модели.

Приведенные заключения о характере переходного процесса и зависимости наблюданной реактивности от времени согласуются с известными результатами такого рода [1-5] и свидетельствуют, тем самым, об удовлетворительном качестве предлагаемых аппроксимаций вида (20), (22) в задачах с доминирующим внешним источником $Q > 0$. Вместе с тем, в задачах с нулевым или пренебрежимо малым источником Q , где поток нейтронов после возмущения не выходит на (ненулевой) стационарный уровень, приближение (20) оказывается неработоспособным, ибо не обеспечивает выхода наблюданной реактивности на искомый асимптотический уровень. В таких задачах более целесообразным представляется использование аппроксимаций типа (23), (24).

В частности, для задачи об импульсном вводе в момент времени $t = 0$ нейтронов в подkritический реактор, описываемый уравнением (25) при $Q = 0$, где уравнение (23б) приобретает вид:

$$\rho \approx \bar{\rho} + \lambda \bar{\beta} \int_0^t dt' \left[\frac{\bar{P}(t')}{\bar{P}(t)} - \frac{P(t')}{P(t)} \right] e^{-\lambda_j(t-t')} = \tilde{\rho}, \quad (27)$$

а асимптотическое при $t \rightarrow \infty$ представление соответствующего решения $\phi(x, t)$ (в приближении $\Lambda = 0$ мгновенного скачка) принимает форму

$$\phi(x, t) \approx \phi_1(t) u_1(x), \quad \phi_1(t) \approx \phi_1(0) \exp(\alpha t), \quad \rho = \beta - \lambda \beta / (\lambda + \alpha), \quad (28)$$

наблюдаемая реактивность $\bar{\rho}$ будет меняться от значения $\bar{\rho}$ при малых $t > 0$ до значения

$$\tilde{\rho} \approx (\bar{\beta}/\beta) \rho \quad (29)$$

при больших $t \rightarrow \infty$, где в данном случае $\phi_1(t) \approx \phi_1(0) \exp(\alpha t)$, $\bar{\rho} = \bar{\beta} - \lambda \bar{\beta} / (\lambda + \alpha)$. Этот же результат (29) вытекает (в дополнительном предположении $\lambda = \bar{\lambda}$) и из ОРУК (24).

Из (29), в частности, следует, что данный импульсный эксперимент (или ОРУК типа (23),(24)) также не приводит при неточной пробной модели (при $\bar{\beta} \neq \beta$) к истинной реактивности ρ .

В заключение этого раздела отметим, что отмеченное выше соотношение:

$$\rho \rightarrow \bar{\rho} \quad (30)$$

при $t \rightarrow +0$ является в случае точного ОРУК (4) просто следствием неявного предположения о совпадении истинной и расчетной математических моделей реактора при $t < 0$, а в случае приближенных ОРУК типа (6) – еще и дополнительного предположения о близости этих моделей при $t > 0$ (поскольку величина скачка потока при переходе от $t = -0$ к $t = +0$ зависит от выбора модели). В согласии с ним в указанных экспериментах реактивность будет меняться от расчетной при $t \rightarrow +0$ до откорректированной (путем замены $\bar{P}(t) \rightarrow P(t)$) расчетной (типа (20)) при $t \rightarrow \infty$.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе дано уточнение и дальнейшее развитие известной концепции метода ОРУК, лежащей в основе практических способов измерения реактивности ядерных реакторов. Показано, что в отличие от эффектов реактивности, саму реактивность неизвестного состояния реактора в принципе нельзя измерить методом ОРУК точно. Сформулированы вытекающие отсюда следствия и новые разновидности уравнений метода ОРУК для приближенного определения реактивности. Полученные результаты могут использоваться в целях дальнейшего совершенствования методов диагностики состояний ядерных реакторов.

Литература

1. Шихов С.Б. Вопросы математической теории реакторов. – М.: Атомиздат, 1973.
2. Белл Д., Глесстон С. Теория ядерных реакторов. – М.: Атомиздат, 1974.
3. Хетрик Д. Динамика ядерных реакторов. – М.: Атомиздат, 1975.
4. Казанский Ю.А., Матвеенко И.П., Тютюнников Т.Т., Шокодько А.Г. К учету пространственных эффектов при измерении реактивности методом обращенного решения уравнения кинетики// Атомная энергия. – 1981. – Т. 51. – Вып. 6. – С. 387-389.
5. Казанский Ю.А., Матусевич Е.С. Экспериментальные методы физики реакторов. – М.: Энергоатомиздат, 1984.
6. Шиманская Т.М., Шиманский А.А., Матусевич Е.С., Зайцев М.Ю. Новые алгоритмы идентификации заданного периода разгона и текущей реактивности реактора в режиме реального времени//Атомная энергия. – 1990. – Т. 69. – Вып. 5. – С. 278-282.
7. Селезнев Е.Ф. О «некритичности» критического реактора/В сб. «Нейтроника – 95». – Обнинск: ФЭИ, 1997. – С. 68-75.
8. Абрамов Б.Д. Некоторые обобщения уравнений обратной кинетики реактора/Препринт ФЭИ-2970. – Обнинск, 2003.
9. Абрамов Б.Д. О методе ОРУК определения реактивности//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2004. – № 3. – С. 19-31.
10. Абрамов Б.Д. Некоторые вопросы классификации и оценки погрешностей метода ОРУК определения реактивности//ВАНТ, Сер.: Физика ядерных реакторов. – 2004. – Вып. 3 (Динамика и безопасность ядерных энергетических установок). – С. 3-13.
11. Абрамов Б.Д. Вопросы математического моделирования кинетики на запаздывающих нейтронах/Препринт ФЭИ-3052. – 2005.
12. Абрамов Б.Д. Критерий оптимального выбора данных по запаздывающим нейtronам// Атомная энергия. – 2006. – Т. 100. – Вып. 5. – С. 407-411.

Поступила в редакцию 15.05.2006

АНАЛИЗ НЕСТАЦИОНАРНЫХ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В АКТИВНОЙ ЗОНЕ РЕАКТОРА С ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ С ПРИМЕНЕНИЕМ КОДА SKETCH-THENUCO

**А.М. Веселов, В.Г. Зимин, А.С. Корсун, И.Г. Меринов, С.Д. Романин,
В.С. Харитонов, Н.В. Щукин**

*Московский инженерно-физический институт (государственный университет),
г. Москва*



Дано описание трехмерной математической модели и реализующего ее программного комплекса для согласованного расчета нейтронно-физическими и теплогидравлическими процессами в активных зонах (АЗ) быстрых реакторов с жидкотяжелым теплоносителем. Представлены результаты расчетов некоторых стационарных и нестационарных аварийных процессов в АЗ перспективного реактора БРЕСТ-2400.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время при проектировании АЗ перспективных реакторных установок (РУ) предлагаются все более сложные конструкционные решения, направленные на повышение уровня безопасности РУ и улучшение их эксплуатационных характеристик. Среди них можно отметить бесчехловые ТВС, внутрикассетную гетерогенность, различные системы профилирования потока теплоносителя и др. В свою очередь, усложнение конструкции ужесточает требования к применяемым моделям и реализующим их компьютерным кодам.

Одним из проектов отвечающих перечисленным положениям является перспективная РУ БРЕСТ. Обоснование нейтроники и теплогидравлики реакторов такого типа предполагает использование целого набора компьютерных кодов. Из него следует выделить основные программы, которые используются для получения данных, входящих в документы по обоснованию ядерной и радиационной безопасности, – код FACT-BR (НИКИЭТ) [1] трехмерного диффузационного расчета быстрых реакторов, коды MCNP (США) и MMKKEO (ФЭИ) – прецизионных расчетов методом Монте-Карло [2]. Особенностью теплогидравлических расчетов является малое количество специализированных сертифицированных комплексов, среди которых наиболее известны: STAR-CD (CD Adapco), RELAP-3D, NEPTUNE (CEA). Также существуют исследовательские узкоспециализированные коды, разрабатываемые в ФЭИ, НИКИЭТ, ЭНИКО и т.д. Основной проблемой является совместный нейтронно-теплогидродинамический расчет АЗ реактора. Следует отметить, что концепция малых запасов реактивности реак-

© А.М. Веселов, В.Г. Зимин, А.С. Корсун, И.Г. Меринов, С.Д. Романин, В.С. Харитонов, Н.В. Щукин, 2006

тора БРЕСТ задает новый масштаб допустимых точностей расчета и обоснования нейтронно-физических характеристик реактора. Это определяет повышенные требования к программному и константному обеспечению, степени его верификации.

Здесь представлен инструмент для обоснования проектных решений по обеспечению безопасности перспективных реакторов с бесчехловой компоновкой ТВС и жидкокометаллическим теплоносителем – программный комплекс SKETCH-THEHYCO (Space Kinetics and Thermal Hydrodynamics – THErmal Hydro COde). Комплекс позволяет проводить полномасштабные трехмерные совместные нейтронно-физические и теплогидродинамические расчеты переходных процессов в штатных и аварийных (при условии сохранения целостности А3) режимах работы реактора.

ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА SKETCH-THEHYCO

Для описания нейтронно-физических процессов в программном комплексе SKETCH используются трехмерные малогрупповые диффузионные уравнения нейтронной кинетики с учетом запаздывающих нейтронов. Пространственная дискретизация исходных уравнений выполнена с помощью конечно-разностного и нодального методов с расчетными точками в центрах разностной сетки. В модели реализована прямоугольная и гексагональная геометрия расчетной задачи. Полученная в результате пространственной дискретизации система обыкновенных дифференциальных уравнений имеет вид

$$V_g^{-1} d\Phi(t)/dt = -L\Phi(t) + (1-\beta)\chi_p \hat{F}^T \Phi(t) + \sum \lambda_m \chi_m C_m(t), \quad (1)$$

$$dC_m(t)/dt = \beta_m \hat{F}^T \Phi(t) - \lambda_m C_m(t), \quad m = 1 \dots M, \quad (2)$$

где $\Phi(t)$ – плотность потока нейтронов; $C_m(t)$ – концентрация предшественников i -й группы запаздывающих нейтронов; L – линейный оператор, описывающий перенос, рассеяние и поглощение нейтронов; \hat{F}^T – линейный оператор, описывающий генерацию вторичных нейтронов деления; χ_p – спектр мгновенных нейтронов деления; χ_m – спектр m -ой группы запаздывающих нейтронов; β_m – доля m -ой группы запаздывающих нейтронов; β – суммарная доля запаздывающих нейтронов; λ_m – постоянная распада m -ой группы запаздывающих нейтронов.

Система уравнений (1), (2) решается при краевом условии

$$\alpha\Phi(t)|_{r=R} + \gamma\partial\Phi(t)/\partial n|_{r=R} = 0, \quad (3)$$

где $R \subset S$; $\alpha, \gamma \geq 0$; $\alpha + \gamma \neq 0$ на кусочно-гладкой поверхности S невогнутого конечно-го объема. Тестирование данной модели было выполнено на широко известных задачах: 3D IAEA, тесте Лангенбуха и др. Первая версия реализации и результаты тестирования подробно описаны в работе [3].

В целях выявления наиболее подходящего комплекса подготовки макросечений и коэффициентов диффузии, а также демонстрации адекватности моделирования РУ БРЕСТ 2400 комплексом SKETCH, было проведено сравнение результатов расчетов с результатами расчетов программного комплекса JAR-FR в 26-групповом диффузионном приближении с применением константного обеспечения CONSYST/БНАБ93 (предоставлены НИКИЭТ). Сравнивались результаты, полученные для активной зоны РУ. Это сравнение можно считать вполне представительным, т.к. ТВС обеих установок (БРЕСТ-2400 и БРЕСТ ОД-300) идентичны, за исключением высоты, а активные зоны набраны из одинаковых типов сборок. Основные интегральные характеристики, полученные в ходе расчетов, представлены в табл. 1.

Как видно из приведенных сравнительных характеристик, существуют некоторые

Таблица 1

Сравнение интегральных характеристик активной зоны РУ БРЕСТ ОД-300, полученных различными программными комплексами

	SKETCH&GETERA (расчет (МИФИ))	JAR-FR&CONSYST/БНАБ93 (расчет НИКИЭТ)
$K_{\text{зф}}$	1.00812	1.02110
K_v	1.48117	1.54544
K_r	1.24266	1.27625
K_z	1.19145	1.20949

различия в результатах расчетов по программам SKETCH&GETERA и JAR-FR&CONSYST/БНАБ93. Расхождения могут объясняться как различием алгоритмов расчета пространственно-энергетического распределения нейтронов, так и возможными различиями в исходных библиотеках микроконстант. Поэтому возник естественный интерес в проведении тех же самых расчетов по программе SKETCH с использованием 26-группового константного обеспечения CONSYST/БНАБ93. Эти расчеты были проведены, и показали полное совпадение с результатами расчетов, получающимися при использовании комплекса программ JAR-FR с константным обеспечением CONSYST/БНАБ93. Последнее позволяет сделать вывод об адекватности моделирования АЗ РУ БРЕСТ с помощью комплекса SKETCH.

В итоге в качестве основного средства подготовки макросечений, коэффициентов диффузии и других параметров для групповых диффузионных расчетов был выбран комплекс CONSYST/БНАБ93. Выбор объясняется во многом тем, что именно этот комплекс используется подавляющим большинством исследовательских коллективов, участвующих в проекте БРЕСТ, а корректное сопоставление результатов различных авторов, естественно, требует единой константной базы.

Для теплогидродинамического расчета переходных процессов в АЗ быстрого реактора с жидкокометаллическим теплоносителем использовалась многоуровневая модель, в которой наряду с расчетом полей температур, скорости и давления во всей зоне в приближении пористого тела (уровень «АЗ») одновременно для всего времени рассматриваемого процесса производится расчет локальных (уровень «ячейка-твэл») и осредненных по сечению ячеек значений температур, скоростей и давлений (уровень «сборка твэлов»).

Применение приближения пористого тела позволяет учесть такие особенности конструкции АЗ, как бесчехловые ТВС и профилирование за счет проходного сечения. Решение задач более детального уровня дает возможность определить эффективные коэффициенты переноса импульса и энергии, сопротивления потоку жидкости, теплоотдачи и термического сопротивления твэла и тем самым замкнуть систему уравнений сохранения в пористом теле. Многоуровневый расчет позволяет корректно учитывать временные зависимости эффективных коэффициентов переноса, которые могут быть получены также из экспериментальных данных.

В используемом приближении АЗ реактора представляет собой многокомпонентное пористое тело. В качестве отдельных компонентов АЗ рассматривались однофазный теплоноситель, твэлы нескольких типов ($k = 1, \dots, type$), конструкционные элементы.

Для типичных вариантов проектируемых перспективных РУ, когда доля конструкционных элементов в зоне невелика и плотность энерговыделения в них мала, распределение по АЗ средней температуры $T_{construct}$ конструкционных элементов принимается равным распределению средней температуры T_f теплоносителя.

Уравнения сохранения массы, импульса, энергии и уравнение состояния для теплоносителя в модели пористого тела имеют следующий вид:

$$\partial(\varepsilon_f \rho_f)/\partial\tau + \operatorname{div}(\varepsilon_f \rho_f \mathbf{u}) = 0; \quad (4)$$

$$\partial(\varepsilon_f \rho_f u_i)/\partial\tau + \operatorname{div}(\varepsilon_f \rho_f \mathbf{u} u_i) = \operatorname{div}\left(\vec{\sigma}\right) - F_i - \varepsilon_f (\operatorname{grad} P, \mathbf{e}_i) + \varepsilon_f \rho_f g_i; \quad (5)$$

$$c_f \left(\partial(\varepsilon_f \rho_f \Phi_f)/\partial\tau + \operatorname{div}(\varepsilon_f \rho_f \mathbf{u} T_f) \right) = -\operatorname{div}(\mathbf{q}) + \mathbf{q}_v; \quad (6)$$

$$\rho_f = \rho_f(P, T_f), \quad (7)$$

где $\varepsilon_f = V_f/V$ – пористость по теплоносителю; ρ_f – плотность теплоносителя; \mathbf{u} – вектор скорости теплоносителя; $\vec{\sigma}$ – тензор напряжений, содержащий эффективную вязкость теплоносителя μ_e ; $F_i = K_i c_f |\mathbf{u}| u_i$ – проекция силы сопротивления потоку жидкости; P – давление теплоносителя; \mathbf{e}_i – единичный направляющий вектор координаты; g_i – проекция ускорения свободного падения; c_f – теплоемкость теплоносителя; \mathbf{q} – вектор теплового потока; q_v – эффективная плотность энерговыделения в теплоносителе.

Для определения температуры твэлов в каждом из них решается одномерное уравнение теплопроводности

$$\left[\rho c \partial T / \partial \tau = \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) + q_v \right]_k \quad (8)$$

с граничными условиями третьего рода.

Для решения системы уравнений (4)–(8) необходимо определить коэффициенты эффективной теплопроводности, эффективной вязкости и сопротивления потоку жидкости. Они находятся из экспериментальных данных или результатов решения задачи более детального уровня рассмотрения «сборка твэлов» [4, 5]. Описанный способ расчета реализован в компьютерном коде THEHYCO-3DT [6, 7].

Сравнение расчетов и экспериментальных данных для модели ТВС типа БРЕСТ (сборка ФЭИ) показало работоспособность кода THEHYCO. Среднее значение отклонения расчетных значений температур от экспериментальных равняется 3%, а максимальное расхождение 4,7% [8].

МОДЕЛИРОВАНИЕ АВАРИЙНЫХ ПРОЦЕССОВ В АЗ ПРОЕКТИРУЕМОЙ РУ БРЕСТ-2400

В последнее время в рамках развития концепции перспективных быстрых свинцовоохлаждаемых реакторов рассматривается возможность создания РУ большой мощности БРЕСТ-2400, для которой характерны следующие конструкционные особенности:

- существенная протяженность и модульная структура АЗ реактора;
- применение бесчехловых ТВС квадратного сечения с нитридным уран-плутониевым топливом.

Разработанный программный комплекс использован для моделирования динамических процессов в АЗ РУ БРЕСТ-2400 в аварийных режимах, связанных с вводом максимальной положительной реактивности при несанкционированном выводе СУЗ, а также процессов, происходящих при наложении событий, таких как ввод положительной реактивности и одновременная блокада проходного сечения АЗ. Отметим следующие основные черты РУ БРЕСТ, которые необходимо учитывать при моделировании теплогидродинамических процессов [9]. Топливом является мононитрид урана и плутония ($\text{UN} + \text{PuN}$) плотностью 13 г/см³, теплопроводностью ~ 17–20 Вт/(м°C)

и температурой плавления 2800°C. Материал оболочки твэлов – ферритно-маргентитная сталь с 12% Cr и 1% Si, толщина оболочки 0,5 мм. Предельно допустимая температура внутренней поверхности оболочки 650°C. ТВС А3 выполняются бескожуховыми, а твэлы в них располагаются в квадратной упаковке, что обеспечивает большую объемную долю свинца в активной зоне (70%). В А3 вместо обычного выравнивания радиального распределения энерговыделения обогащением топлива (реакторы типа БН) применено трехзонное выравнивание подогревов свинца и температур оболочек твэлов путем профилирования энерговыделения и расхода свинца в ТВС за счет использования твэлов разного диаметра, но с одинаковым содержанием плутония в загруженном топливе. В табл. 2 приведены геометрические параметры А3.

Расчет стационарного режима работы реактора на полной мощности выполнен с целью получения распределений давления, скорости, температуры теплоносителя и твэлов, которые использовались в качестве начальных условий при моделировании рассмотренных переходных процессов.

Таблица 2

**Геометрические размеры А3 реактора
(без отражателя) и ряд интегральных параметров**

L, м	D, м	H, м	K _{эфф}	K _v	K _r	K _z
13,182	2,197	0,94	1,0255	1,926	1,636	1,177

Здесь L, D, H, – длина, ширина и высота активной зоны, а K_{эфф}, K_v, K_r, K_z – эффективный коэффициент размножения, объемный, радиальный и высотный коэффициенты неравномерности энерговыделения соответственно.

В нейтронных расчетах стационарных состояний использовалось приближение с 26 энергетическими группами в соответствии с энергетическим разбиением библиотеки нейтронных данных БНАБ-93. Однако в динамических расчетах использование многогруппового приближения приводит к большим затратам машинного времени, что вынуждает увеличивать шаг временной дискретизации и приводит к неточностям в описании быстропротекающих переходных процессов. В связи с этим было принято решение о сокращении количества энергетических групп при условии недопущения больших ошибок при расчете нейтронно-физических характеристик, влияющих на динамику реактора, а именно, запаса реактивности, эффективности органов регулирования, эффектов реактивности. Количество энергетических групп было сокращено до 5, с границами групп, представленными в табл. 3. Такое разбиение основано на результатах исследований по минимизации числа энергетических групп при динамических расчетах реактора БРЕСТ-ОД-300, проведенных в НИКИЭТ (С.В. Баринов, В.Е. Попов, Техническая справка 5.125 ТС).

В качестве примера расчета стационарного режима на рис. 1 показано изменение по высоте А3 температуры теплоносителя, оболочки твэла и максимальной температуры топлива в центральной ТВС. Распределение температуры по радиусу твэла

Таблица 3

Границы энергетических групп в 5-групповом приближении

Номера групп БНАБ	Нижняя граница энергии, эВ	Верхняя граница энергии, эВ
1 – 2	$4 \cdot 10^6$	$10.5 \cdot 10^6$
3 – 4	$1.4 \cdot 10^6$	$4.0 \cdot 10^6$
5 – 7	$0.2 \cdot 10^6$	$1.4 \cdot 10^6$
8 – 15	464.1589	$0.2 \cdot 10^6$
16 – 26		464.1589

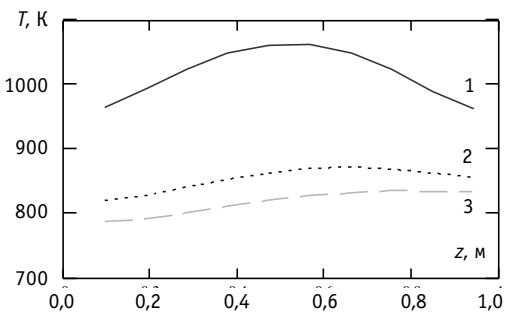


Рис. 1. Распределение по высоте АЗ максимальной температуры топлива (1), внешней поверхности оболочки (2) и теплоносителя (3) центральной ТВС

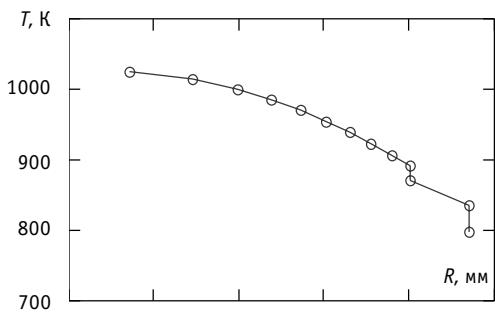


Рис. 2. Распределение температур по радиусу твэла для центральной ТВС на высоте 60 см от входа в АЗ

в центральной ТВС на высоте 60 см от входа показано на рис. 2.

В ходе моделирования аварийных ситуаций были выбраны те же их типы, что и рассмотренные ранее для РУ БРЕСТ-ОД-300 [10]. Рассматривались следующие классы тяжелых аварий без срабатывания активных средств защиты (WS):

- TOP WS – ввод максимальной положительной реактивности;
- LOF WS – потеря принудительной циркуляции свинцового теплоносителя.

Ввод максимальной положительной реактивности (TOP WS) имитировался путем вывода всех стержней СУЗ из АЗ без срабатывания аварийной защиты. Реактивность, вносимая в данном режиме, составляет порядка $\Delta\rho \approx 2 \cdot 10^{-3}$ [10].

Скорость вывода стержней СУЗ 1,5 м/с моделирует самоход стержней управления и защиты. Моделировался процесс всплытия стержней в потоке свинцового теплоносителя, поэтому скорость ввода реактивности принималась равной скорости теплоносителя.

Изменение во времени средней температуры топлива, оболочки и теплоносителя в центральной ТВС на высоте 70 см от входа в АЗ показаны на рис. 3.

Расчеты показывают, что в рассмотренном режиме наличие доплеровского эффекта позволяет избежать недопустимых перегревов оболочки, топлива и теплоносителя.

Потеря принудительной циркуляции свинца (LOF WS) – частичная блокада проходного сечения на входе в АЗ. Этот тип аварий рассматривался подробно в предыдущих работах [11]. Здесь же дан сравнительный анализ влияния обратных связей по температуре и плотности теплоносителя на теплогидравлические характеристики АЗ при блокаде на входе 16 центральных ТВС.

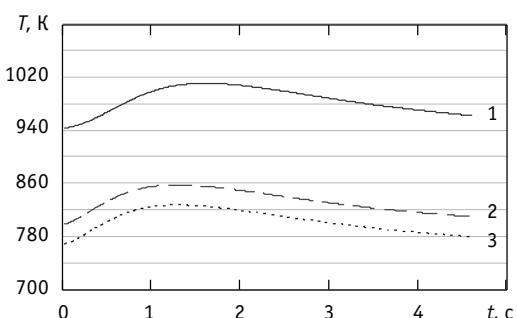


Рис. 3. Изменение во времени средней температуры топлива (1), оболочки (2) и теплоносителя (3) в центральной ТВС

На рис. 4–6 приведены расчетные зависимости средней температуры теплоносителя от времени в ходе протекания процесса, распределения температуры по радиусу твэла на высоте 70 см и температуры теплоносителя по высоте АЗ в установившемся стационарном состоянии, полученные без учета обратных связей (1) и с их учетом (2), для центральной блокированной ТВС. Как видно из графиков, учет отрицательных коэффициентов реактивности по температуре и плотности теплоносите-

ля приводит к снижению максимальных значений температур и уменьшению времени действия перегревов.

Проведенные расчеты показали, что бесчехловая конструкция ТВС обеспечивает в рассматриваемых переходных процессах возникновение заметных поперечных перетечек теплоносителя, которые при блокаде на входе даже 16 ТВС позволяют сохранить температуры теплоносителя и твэлов в допустимых пределах. Наиболее опасно возникновение блокады проходного сечения в зоне высокого энерговыделения (в районе 70% высоты АЗ). При этом, в первую очередь, аварийная ситуация возникает из-за превышения максимально допустимой температуры оболочки твэлов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

С помощью комплекса совместного нейтронно-теплогидродинамического расчета SKETCH-THEHYCO проведено расчетное моделирование ряда аварийных ситуаций (TOP WS, LOF WS) для АЗ проектируемой РУ БРЕСТ-2400. Результаты показывают, что принятые конструктивные решения для этой проектируемой РУ обеспечивают безопасность в рассмотренных проектных авариях.

Полученные на сегодняшний день результаты позволяют утверждать, что представленный инструмент моделирования АЗ реакторов с жидкокометаллическим теплоносителем – интегрированный программный комплекс (SKETCH-THEHYCO), основанный на модернизированной версии нейтронно-физического расчета и новой, существенно переработанной версии теплогидродинамического расчета дает возможность решать актуальные задачи проектирования перспективных быстрых жидкокометаллических реакторов.

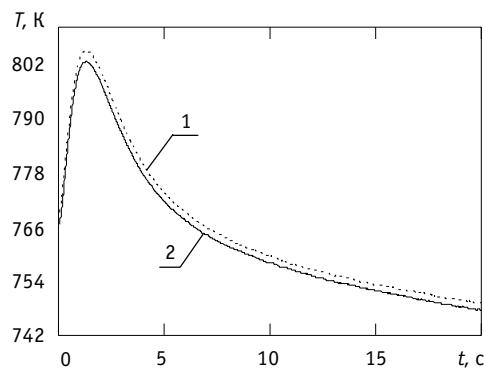


Рис. 4. Зависимость средней температуры теплоносителя в центральной ТВС на высоте 70 см от времени процесса, полученная без учета обратных связей (1) и с их учетом (2)

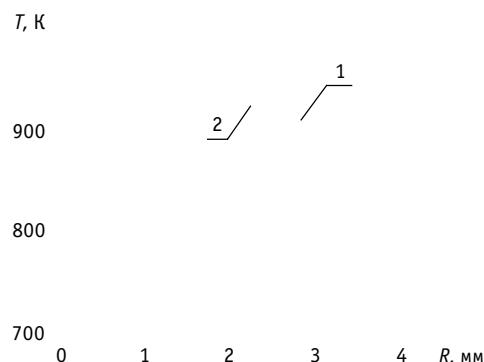


Рис. 5. Распределение температуры по радиусу твэла, находящегося в центральной ТВС на высоте 70 см через 20 с после начала процесса, полученное без учета обратных связей (1) и с их учетом (2)

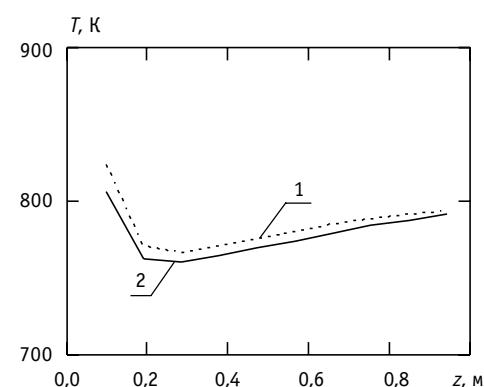


Рис. 6. Распределение температуры теплоносителя в центральной ТВС по высоте активной зоны через 20 с после начала процесса, без учета обратных связей (1) и с их учетом (2)

Литература

1. Баринов С.В., Радкевич А.В. Использование системы подготовки многогрупповых нейтронных данных CONSYST/ABBN в программном комплексе FACT-BR для трехмерных нейтронно-физических расчетов: Сборник «Алгоритмы и программы для нейтронно-физических расчетов ядерных реакторов». – 1999. – С. 341 5. (MCNP-4B, Manual, LA-12625M, 1997).
2. Блысавка А.А., Мантуров Г.Н., Николаев М.Н., Цибуля А.М.. Программный комплекс CONSYST//MMKKENO для расчета ядерных реакторов методом Монте-Карло в многогрупповом приближении с индикаторами рассеяния в Рп-приближении/Препринт ФЭИ-2887. – Обнинск, 2001. – 28 с.
3. Щукин Н.В., Зимин В.Г., Романин С.Д., Витрук С.Г., Корсун А.С., Батурина Д.М. Программный комплекс SKETCH для моделирования пространственной динамики перспективных быстрых реакторов //ВАНТ: Серия «Физика ядерных реакторов». – 1995. – Вып. 4. – С. 8-27.
4. Корсун А.С. Эффективная теплопроводность пористых структур, составленных из пучков стержней или труб/Тепломассообмен ММФ_4. Труды IV Минского межд. форума. – Т. 10. – Минск, 2000. – С. 242-250.
5. Корсун А.С., Викулова С.В. Эффективная теплопроводность вдоль сборки ТВЭЛ при ее продольном обтекании/Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР: Труды межд. конф. «Теплофизика-98» (в 2-х т.). – Т. 1. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 1998. – С. 77-87.
6. Аналитическое и расчетное обеспечение проектных решений АЭС с реактором БРЕСТ большой мощности (БРЕСТ-2400) и газотурбинным циклом преобразования энергии/Отчет о НИР. Гос. рег. № 01200216755. – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2002.
7. Веселов А.М., Корсун А.С., Меринов И.Г., Романин С.Д., Харитонов В.С., Щукин Н.В. Нейтронно-теплогидродинамический расчет активной зоны проектируемой РУ «БРЕСТ-2400»/ Научная сессия МИФИ-2003: Сб. научных трудов. – Т.8. – М.: МИФИ, 2003. – С. 83-84.
8. Жуков А.В., Кузина А.Ю., Сорокин А.П., Богословская Г.П., Филин А.И., Леонов В.Н., Смирнов В.П., Сила-Новицкий А.Г. Спецификация стандартной задачи. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2004.
9. Орлов В.В., Смирнов В.С., Филин А.И., Сила-Новицкий А.Г., Леонов В.Н., Цикунов В.С., Баринов С.В., Когут В.А. Детерминистическая безопасность реакторов БРЕСТ/11th International Conference on Nuclear Engineering. – Tokyo, Japan, 2003.
10. Орлов В.В., Смирнов В.С., Филин А.И., Леонов В.Н., Долгов Ю.А., Баринов С.В. Концепция безопасности будущих коммерческих быстрых реакторов со свинцовым теплоносителем/Доклад на встрече рабочих групп W2/W3 МИНАТОМ РОССИЯ – CAE FRANCE. – Кадараш, 2002.
11. Веселов А.М., Корсун А.С., Меринов И.Г., Романин С.Д., Харитонов В.С., Щукин Н.В. Моделирование нейтронно-теплогидродинамических процессов в активной зоне РУ «БРЕСТ-2400»/ Научная сессия МИФИ-2004: Сб. научных трудов. – Т.8. – М.: МИФИ, 2004.

Поступила в редакцию 29.08.2005

ИЗУЧЕНИЕ НАКОПЛЕНИЯ УРАНА-233 ПРИ ОБЛУЧЕНИИ ТОРИЯ В РЕАКТОРАХ С РАЗЛИЧНЫМИ НЕЙТРОННЫМИ СПЕКТРАМИ

Г.И. Гаджиев, В.Н. Сюзёв, В.М. Чистяков

*ГНЦ РФ Научно-исследовательский институт атомных реакторов,
г. Димитровград*



В ГНЦ РФ НИИАР проведены комплексные исследования, включающие отработку технологии изготовления твэлов с различными композициями на основе тория и проверку накопления ^{233}U и других тяжелых нуклидов при облучении образцов с ThO_2 в реакторах с различным спектром нейтронов.

Проблемой вовлечения тория в топливный цикл ядерных реакторов занимаются многие развитые страны, начиная с 60-х годов прошлого столетия. Решение ее позволит расширить топливную базу и обеспечить устойчивое долговременное развитие ядерной энергетики, благодаря большим доступным природным запасам тория (в 3–4 раза больше, чем урана) и его уникальным ядерно-физическими свойствам [1].

Для России коммерческий топливный цикл с полномасштабным использованием тория является пока далекой перспективой, поскольку оцененные запасы урана еще достаточно велики и в топливный цикл вовлекается избыточный оружейный и энергетический плутоний. Однако в последнее время интерес к ториевой проблеме возрос и у российских специалистов ядерной энергетики благодаря некоторым результатам общей исследовательской деятельности, имеющим в настоящее время актуальное практическое значение:

- реакторное сжигание плутония с использованием тория гораздо более эффективно, чем в составе уран-плутониевого топлива;
- использование тория возможно в существующих типах реакторов: ЛВР, ТВР, ВТГР, РБН без серьезной модификации их конструкции и дополнительных средств обеспечения безопасности;
- топливные материалы на основе тория и ториевый топливный цикл имеют внутренне присущую устойчивость к распространению, благодаря присутствию изотопа ^{232}U вместе с делящимся ^{233}U .

В этой связи предлагаемый сценарий вовлечения тория в двухкомпонентную ядерно-энергетическую систему с применением быстрых реакторов типа БН-800 с ториевым экраном и тепловых реакторов типа ВВЭР-1000, использующих наработанный в быстрых реакторах ^{233}U , представляет интерес.

Вместе с тем нужно отметить дефицит экспериментальных данных по выходам нуклидов при облучении топлива на основе тория нейtronами различных энергий. С

© Г.И. Гаджиев, В.Н. Сюзёв, В.М. Чистяков, 2006

целью проверки накопления ^{233}U и других тяжелых нуклидов при облучении образцов тория в реакторах с различными спектрами нейтронов проведен ряд экспериментов. Были изготовлены несколько экспериментальных сборок для облучения ториевых образцов в различных реакторах ГНЦ РФ НИИАР. Характеристики образцов приведены в табл. 1.

Таблица 1

Характеристика образцов

№ п/п	Испытываемая композиция	Характеристика облучения
1	Таблетки $\text{ThO}_2\text{-Al}$	Активная зона реактора МИР
2	Таблетки ThO_2	9-й ряд бокового экрана реактора БОР-60
3	Таблетки ThO_2	8-й ряд бокового экрана реактора БОР-60

Для испытаний в реакторе МИР были изготовлены таблеточные твэлы с металлокерамической $\text{ThO}_2\text{-Al}$ композицией. Этот тип топлива был использован в связи с тем, что при низкой температуре теплоносителя необходима высокая теплопроводность сердечника. В качестве ториевой связующей использован товарный (в состоянии поставки) порошок оксида тория. Для комплектования твэлов из смеси порошков оксида тория и алюминия на гидравлическом прессе производили таблетки диаметром 9,0 мм.

Для реактора БОР-60 изготавливали твэлы с керамическим сердечником. В штатной 7-твэльной ТВС бокового экрана центральный твэл с таблетками UO_2 заменили на аналогичный твэл с таблетками ThO_2 . Оболочка твэла из стали 0Х16Н15М3Б, $\varnothing 14,5 \times 0,4$ мм, диаметр таблеток $\varnothing 13,2\text{--}13,25$ мм. В последующих экспериментах для испытаний использовали специальное облучательное устройство, устанавливаемое в ячейку бокового экрана реактора БОР-60 и содержащее один опытный твэл длиной 625 мм, с диаметром оболочки $\varnothing 10 \times 0,3$ мм и длиной активной части 500 мм.

Изготовление таблеток проводили по традиционной керамической технологии [2], включающей подготовку со связкой порошковой рабочей смеси, прессование таблеток на гидравлическом прессе, спекание таблеток при температуре 1700°C. Плотность готовых таблеток 85–90% от теоретической плотности.

Опытные твэлы испытывались в реакторах в течение одной кампании для накопления значимых количеств урана-233. Облученные твэлы после минимальной выдержки направляли на участок резки для приготовления образцов, которые затем направляли для химического растворения и подготовки навесок для анализа.

Анализируемые навески облученных образцов ^{232}Th подвергали растворению в два этапа. Сначала воздействовали смесью концентрированных соляной и азотной кислот. Затем раствор упаривали до влажных солей и продолжали растворение в азотной кислоте с добавлением плавиковой кислоты. Полученный раствор вновь упаривали до влажных солей для улетучивания плавиковой кислоты. Сухой остаток растворяли в азотной кислоте. От полученного раствора отбирали аликвоту и снимали α -спектр для расчета выхода ^{233}U ; раствор пропускали через колонку, заполненную анионитом Дауэкс 1×8 (зернистостью 200 меш.), для разделения тория и урана.

На стадии фильтрации раствора торий и уран сорбируются на колонке, а в фильтрат проходят части протактиния и продуктов деления. Промывкой колонки азотной кислотой проводили десорбцию урана, при этом торий остается на колонке, а очистка урана от тория достигается более чем в 10^7 раз. Полученную фракцию урана упаривали досуха, растворяли в азотной кислоте и осадок подвергали дополнительной

Результаты анализа

Таблица 2

Реактор	Твэл	Навеска (ThO ₂), г	Выход ²³³ U, % на 1г исх. Th	Масс-спектр,%	$\frac{^{232}\text{U}}{^{233}\text{U}}$	γ -спектр, Бк/г	Выход ²³³ Pa, %
МИР	Центр а.з.	0,17	7,0·10 ⁵	0,88·0,92	²³³ U – 99,02 ²³⁴ U – 0,98	80·10 ⁻⁶	²³³ Pa·2·10 ¹² ²⁹ Zr·3·2·10 ⁹ ⁹⁵ Nb·3·2·10 ⁹ ¹⁴⁰ La·1·2·10 ¹⁰
	Верх а.з.	0,17	4,9·10 ⁵	0,80	²³³ U – 99,24 ²³⁴ U – 0,76	57·10 ⁻⁶	³³ Pa·1·6·10 ¹² ³⁶ Zr·5·10 ⁹ ⁹⁵ Nb·2·4·10 ⁹ ⁵¹ Cr·1·7·10 ¹¹
БОР-60, твэл ТВС бок. экрана	Н/з а.з.	4,8	2,3·10 ⁶	0,14	²³³ U – 99,3 ²³⁴ U – 0,70	²³³ U – 99,8 ²³² U – (0,1±0,3)	²³³ Pa·1·5·10 ¹¹ ²⁹ Zr·1·6·10 ⁸ ⁹⁵ Nb·1·10 ⁸
	Центр а.з.	4,8	8,0·10 ⁶	0,46	²³³ U – 98,25 ²³⁴ U – 1,75	²³³ U – 99,7 ²³² U – (0,5±1)	²³³ Pa·1·7·10 ¹¹ ²⁹ Zr·2·0·10 ⁸ ⁹⁵ Nb·1·10 ⁸
БОР-60, п. 3, табл. 1	Верх а.з.	4,8	2,1·10 ⁶	0,12	²³³ U – 99,48 ²³⁴ U – 0,52	²³³ U – 98,5 ²³² U – (1,2±1,8)	²³³ Pa·7·5·10 ¹⁰ ²⁹ Zr·1·6·10 ⁸ ⁹⁵ Nb·1·10 ⁸
	Центр а.з.	5,0668	–	0,18	–	–	0,01
БОР-60, п. 3, табл. 1	Верх а.з.	3,3468	–	0,16	–	12·10 ⁻⁶	–
					11·10 ⁻⁶		

очистке от следов тория, продуктов деления и инертных примесей экстракционно-хроматографическим методом на колонке, заполненной Д2ЭГФК, нанесенной на тefлон. Десорбцию урана с колонки осуществляли соляной кислотой. Полученную фракцию урана анализировали на содержание ^{232}U , ^{233}U , ^{234}U α - γ -спектрометрическими методами для расчетов изотопного состава урана, выхода ^{233}U и отношения $^{232}\text{U}/^{233}\text{U}$. Результаты расчетов приведены в табл. 2

Таким образом, было установлено, что технология изготовления твэлов с торий-содержащими композициями не отличается от изготовления урановых твэлов и процесс изготовления не вызывает затруднений.

Определенные трудности возникали при растворении таблеток в процессе приготовления образцов для спектрометрических исследований.

Качество конечного продукта свидетельствует, что примеси ^{232}U могут затруднить работу и будут влиять на организацию технологического процесса. В то же время следует отметить, что продукт, полученный в боковом экране реактора на быстрых нейтронах, имеет более высокое качество – обладает значительным преимуществом по чистоте (выше на порядок).

Литература

1. Алексеев П.Н., Глушков Е.С., Морозов А.Г., Пономарев-Степной Н.Н., С.А. Субботин, Цуриков Д.Ф. Концепция возможного вовлечения тория в ядерно-энергетический сектор//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 1999. – № 1.
2. Решетников Ф.Г. и др. Разработка, производство и эксплуатация тепловыделяющих элементов энергетических реакторов (в 2 кн./Под ред. Ф.Г. Решетникова). – М.: Энергоатомиздат, 1995.

Поступила в редакцию 21.08.2006

ВЫВОД НЕЙТРОННЫХ ПУЧКОВ И ЗАЩИТА МЕДИЦИНСКОГО РЕАКТОРА «МАРС»

Ю.А. Кураченко*, Ю.А. Казанский*, А.В. Левченко, Е.С. Матусевич***

**Обнинский государственный университет атомной энергетики, г. Обнинск*

***000 «Моделирующие системы», г. Обнинск*



Описана организация блока вывода пучков и защиты от излучений реактора «МАРС», предназначенного для нейтронной терапии. Изложены требования к характеристикам выводимых пучков, фильтрам, коллиматору и защите от излучений. Рассмотрены характеристики поля излучения в медицинском блоке в основных режимах работы пучков. Показано, что полученные в расчетах конфигурация и материальный состав блока вывода и системы шиберов удовлетворяют необходимым требованиям при облучении и экстренной эвакуации, а также при проведении работ после выключения реактора.

ВВЕДЕНИЕ

Установка «МАРС» предназначена для лечения онкологических больных методами нейтрон-содарной терапии, сочетанной терапии (НСТ) и нейтрон-захватной терапии (НЗТ) в госпитально-стационарном режиме. Предполагаемая производительность комплекса до 500 чел./год.

Конструкция и параметры реактора обусловлены следующими положениями:

- 1) обеспечение медицинских требований к нейтронным пучкам в полном объеме;
- 2) возможность установки в клинике и эксплуатации при минимуме затрат и минимальном штате;
- 3) принципиальная невозможность аварии, приводящей к необходимости эвакуации персонала клиники и больных;
- 4) не выходящее за пределы установленных норм воздействие на население при максимальной аварии любого масштаба.

Со времени публикации [1] конструкция, возможности и сфера применения реактора «МАРС» претерпели существенные изменения. В описываемой версии реакторной установки в качестве топлива используется диоксид урана (полная загрузка 37 кг при обогащении 17% по ^{235}U). Активная зона (АЗ) имеет форму параллелепипеда с габаритами $42 \times 48 \times 12$ см и состоит из 8 кассет, в каждой из которых размещено по 50 твэл (прототипом которых является укороченный твэл установки БН-600).

В данной публикации основное внимание удалено изменениям в блоке выведения пучков для НЗТ и НСТ.

Основные задачи, которые необходимо решить при организации блока вывода пучка, могут быть сформулированы следующим образом:

© Ю.А. Кураченко, Ю.А. Казанский, А.В. Левченко, Е.С. Матусевич, 2006

- обеспечить должное качество пучка при требуемой плотности выходящего потока нейтронов [1];
- минимизировать эффективную дозу в окрестности вывода пучка, чтобы избежать переоблучения пациента;
- обеспечить допустимый уровень интенсивности излучений [2] в медицинском боксе при выполнении персоналом необходимых работ.

В соответствии с этим в данной публикации будут описаны

- система фильтров для пучка НЗТ (кратко);
- блоки защиты от излучений для обоих пучков;
- организация системы шиберов для защиты персонала.

Следует отметить, что блок вывода пучка должен отвечать противоречивым требованиям: для минимизации времени облучения необходимо максимально приблизить операционное поле к источнику излучений (к А3), но при этом нужно обеспечить минимальную эффективную дозу вблизи вывода пучка. Тем самым поставленная проблема разбивается на ряд оптимизационных задач, соответствующих конкретным характеристикам пучка.

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЙ АППАРАТ

Для определения оптимальной конфигурации и материального состава блока вывода применялся быстродействующий оптимизационный комплекс REMP1-PC [3]. Уточнение защитных характеристик полученных композиций выполнялось с помощью программы РОЗ-6 [4]. Оба применяемых программных комплекса обеспечивают расчет одномерных (1D) плоских, цилиндрических и сферических композиций. Для учета влияния канала вывода пучка на дозу в медицинском боксе использовалась программа КАСКАД [5], позволяющая рассчитывать цилиндрические (2D) композиции. В качестве библиотек констант в расчетах использовались БНАБ-78/80 [6] и BUGLE-96 [7]. Применение альтернативных расчетных методик позволило повысить надежность результатов.

Характеристики выходящего пучка с учетом влияния коллиматора и окружающих материалов блока вывода получены с помощью программы MCNP [8]. Для повышения надежности оценок, обеспечиваемых программой MCNP, были выполнены прецизионные расчеты канала вывода пучка с помощью программы КАСКАД. При этом использовалась угловая сетка большой размерности (5000–10000 направлений по углу), сгущенная в направлении вывода пучка.

СИСТЕМА ФИЛЬТРОВ ДЛЯ НЗТ

Система фильтров является важнейшим компонентом блока вывода пучка для НЗТ.

Формирование медицинского пучка для НЗТ – сложная оптимизационная задача ([1], с. 80–82), при решении которой необходимо максимизировать так называемый «терапевтический эффект» TG , т.е. обеспечить максимум отношения «полезной» дозы в опухоли при минимуме «вредной» дозы в окружающей ткани:

$$TG(x) = \frac{D_{tumor}}{D_{tissue}}, \quad (1)$$

где дозы в опухоли (D_{tumor}) или в ткани (D_{tissue}) определяются следующим образом:

$$\begin{aligned} D_{tumor} &= 0БЭ_{B,tumor} \cdot D_{B,tumor} + 0БЭ_N \cdot D_N + 0БЭ_{fast} \cdot D_{fast} + 0БЭ_\gamma \cdot D_\gamma, \\ D_{tissue} &= 0БЭ_{B,tissue} \cdot D_{B,tissue} + 0БЭ_N \cdot D_N + 0БЭ_{fast} \cdot D_{fast} + 0БЭ_\gamma \cdot D_\gamma, \end{aligned} \quad (2)$$

здесь $0БЭ$ – относительная биологическая эффективность излучений, а D – поглощенная доза. Выражения (2) описывают основные компоненты дозы, формируемой вы-

ходящим пучком: $D_{B,tumor}$ – поглощенная доза в результате реакции $^{10}\text{B}(\text{n}, \alpha)^7\text{Li}$; D_N – поглощенная доза в результате реакции $^{14}\text{N}(\text{n}, \text{p})^{14}\text{C}$; D_{fast} – поглощенная доза, обусловленная замедлением нейтронов; D_γ – поглощенная доза, формируемая гамма-квантами пучка, а также вторичными гамма-квантами, сопровождающими передачу нейтронов в ткани.

Терапевтический эффект обусловлен повышенным содержанием борсодержащего соединения в опухоли сравнительно с его содержанием в здоровой ткани. Величина терапевтического эффекта определяет максимум «полезной» дозы, которая может быть подведена к опухоли. Например, если принято, что допустимая доза для здоровой ткани составляет 12.5 Гр [9], то возможная терапевтическая доза равна $12.5 \times TG$ Гр.

Максимальный терапевтический эффект достигается выбором конфигурации и материального состава фильтра. Фильтр формирует оптимальный спектральный состав нейтронов выходящего пучка и подавляет «примесь» гамма-излучения в пучке. Оптимальный спектральный состав получается при таком фильтре, который обеспечивает приемлемое значение «протонной» компоненты дозы D_{fast} . Эта доза образуется при замедлении быстрых и промежуточных нейтронов в ткани (преимущественно на ядрах водорода). Очевидно, что фильтр должен уменьшить энергию высокогенеретических нейтронов до такой степени, чтобы эти нейтроны, не создавая в приповерхностной области ткани чрезмерной «протонной» дозы, сохраняли проникающую способность, необходимую при терапии глубоколежащих опухолей. Кроме того, выходящий из фильтра пучок не должен содержать значительной «примеси» тепловых нейтронов, которые могут генерировать в приповерхностных слоях «вредное» захватное гамма-излучение, формирующееся наряду с другими компонентами дозы D_γ . Наконец, фильтр должен иметь достаточную оптическую плотность, чтобы подавлять «собственное» гамма-излучение, вносящее вклад в дозу D_γ . Эта компонента поля излучения может составлять на выходе пучков исследовательских реакторов до половины всей дозы, создавая достаточно серьезную проблему.

При расчете терапевтического эффекта необходимо учитывать, что исследуемый фильтр будет включен в блок вывода пучка, что неизбежно повлияет на характеристики поля излучения, формируемого фильтром.

При решении задачи исследован широкий круг материалов и их комбинаций для различной глубины расположения опухоли. Окончательно в качестве одной из основных конфигураций была выбрана последовательность конических слоев, материалами которых являются фториды металлов MgF_2 (10 см) + AlF_3 (30 см) + PbF_2 (10 см) + LiF (0.5 см) (см. рис. 1). В этом фильтре фториды легких металлов Mg и Al обеспечивают «сдвиг» достаточно жесткого спектра нейтронов, выходящих из АЗ, в эпипелловую область, фторид свинца предназначен преимущественно для подавления гамма-излучения, а фторид лития – для поглощения тепловых нейтронов.

Выбранная конфигурация и материальный состав фильтра в значительной степени определяют дальнейший выбор материалов и конфигурации как коллиматора, так и собственно защиты от излучений. Это обусловлено относительно малыми габаритами и малой мощностью установки, при которых для получения требуемых характеристик выведенного пучка необходимо максимально приблизить операционное поле к активной зоне. В этих условиях фильтр существенно влияет на характеристики поля излучения в медицинском боксе.

БЛОК ВЫВОДА ПУЧКОВ

Блок вывода пучка помимо системы фильтров для НЗТ включает в себя коллиматор, улучшающий качество выводимого пучка и материалы композиции, обеспечивающие

ющей защите медицинского бокса.

Медицинский бокс и примыкающее помещение для медицинского персонала относятся к помещениям временного пребывания, в которых необходимо обеспечить уровень эффективной дозы не выше 12 мкЗв/ч [2]. Для медицинского бокса этот норматив должен быть выполнен при **закрытых шиберах и остановленном реакторе**.

Коллиматор

Основные функции коллиматора: а) канализация нейтронов посредством их отражения в фильтр и в собственно канал вывода; б) подавление гамма-излучения (в основном, вторичного из материалов фильтра и окружающей защиты).

В качестве возможных материалов коллиматора исследовались свинец (Pb), висмут (Bi) и обедненный уран (^{238}U). По совокупности требований наилучшим материалом оказался Pb . Толщина стенок коллиматора принята равной 15 см в конической части и 10 см в цилиндрической (рис. 1). Оптимизационные расчеты показали, что увеличение толщины стенок приводит к незначительному росту плотности потока нейтронов на выходе при существенном ухудшении дозовой обстановки в окрестности выхода пучка.

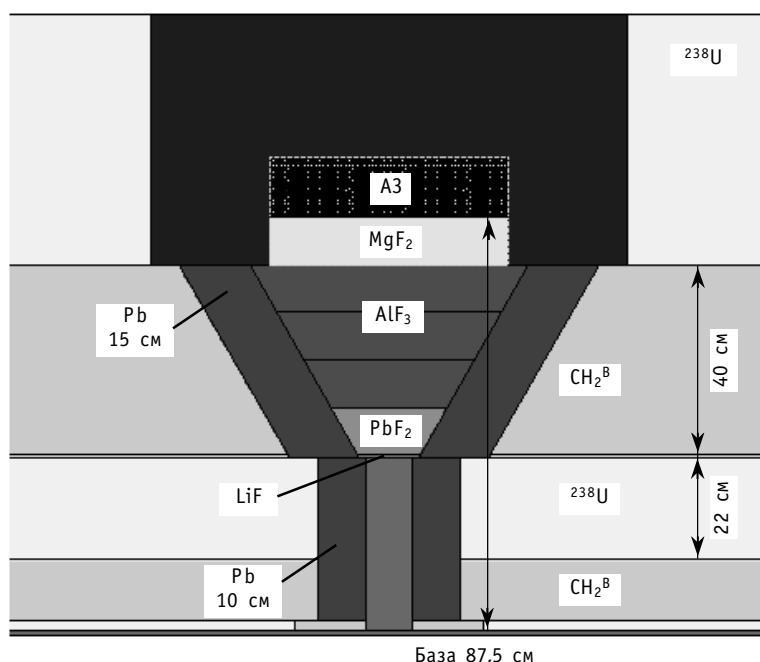


Рис. 1. Один из вариантов блока вывода пучка для НЗТ (размеры даны в см)

Защита и дозовые нагрузки в медицинском боксе

Защита персонала и пациента в боксе обеспечивается

- основной защитой реактора;
- блоком выведения пучка, включающим в себя коллимационную систему и систему фильтров;
- системой шибера;
- ловушкой пучка, расположенной в стене медицинского бокса, противоположной выходу пучка;

- покрытием стен бокса, уменьшающим рассеянную компоненту нейтронов и выход вторичного гамма-излучения (борированный полиэтилен).

Все устройства должны быть сконструированы таким образом, чтобы

- минимизировать фоновую эффективную дозу, получаемую пациентом во время сеанса;
- обеспечить кратковременный доступ для экстренной эвакуации пациента при несрабатывании отсечного шибера и выключенном реакторе;
- обеспечить кратковременный доступ для экстренной эвакуации при работающем реакторе (предполагается, что реактор работает на мощности 10 кВт) и закрытом отсечном шибере.

Штатная эвакуация пациента предполагается после остановки реактора и срабатывания отсечного (основного) шибера. Дозовая обстановка при этом должна позволять длительное (не менее часа) пребывание персонала в медицинском боксе. Из этого следует, что защитные устройства должны (при закрытом шибере и остановленном реакторе) обеспечивать в боксе уровень мощности дозы, не превышающий $\sim 40 \text{ мкЗв/ч}$ [2].

Экстренная эвакуация в нештатной ситуации при несрабатывании шибера или аварийной защиты может потребовать до 10 мин пребывания персонала. Суммарная эффективная доза для персонала группы А при этом не должна превысить 20 мЗв [2]; отсюда мощность дозы в боксе при экстренной эвакуации не должна превышать 120 мЗв/ч в зоне эвакуации (вне траектории пучка).

Следует отметить, что возможность доступа персонала при работе пучка (т.е. при мощности реактора 10 кВт и открытом шибере) не предполагается.

Основные требования к защите установки

Основная защита установки естественным образом делится на три части:

- фронтальная, обеспечивающая требуемую дозовую обстановку в медицинском боксе на выводе пучка для НЗТ и в смежных помещениях;
- боковая, обеспечивающая требуемую дозовую обстановку в медицинском боксе на выводе пучка для НСТ и в смежных помещениях;
- тыловая, предназначенная для защиты остальных помещений окружения реактора.

На рис. 2 схематически представлена конфигурация установки «МАРС». Активная зона, имеющая форму параллелепипеда, своей наибольшей гранью обращена к каналу вывода для пучка НЗТ. В этом направлении расположена система коллиматор-фильтр и фронтальная защита. Канал пучка для НСТ примыкает к боковой грани А3 и представляет собой цилиндр постоянного диаметра $\varnothing 10 \text{ см}$, проходящий через боковую защиту. Оставшиеся три малые грани А3, обращенные во вспомогательные помещения, защищены боковой сплошной защитой. Грань А3, противоположная направлению вывода пучка для НЗТ, защищена тыловой защитой.

Конструкция и состав материалов защиты должны обеспечить выполнение основных требований, предъявляемых к защите установки:

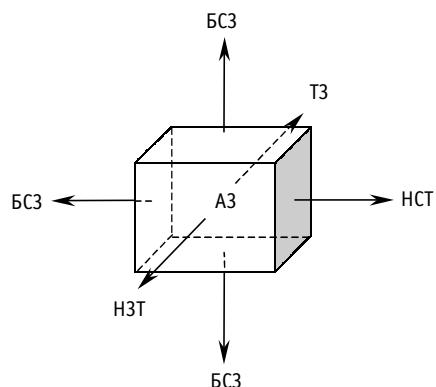


Рис. 2. Условная схема установки:
НЗТ – направление вывода пучка для нейтрон-захватной терапии;
НСТ – направление вывода пучка для нейтрон-соударной терапии;
БСЗ – боковая сплошная защита;
ТЗ – тыловая защита

- обеспечение допустимого уровня интенсивности излучений в посещаемых помещениях (с учетом среднего времени, необходимого для пребывания персонала, и уровня мощности реактора), т.е. выбранная конструкция должна выполнять функции **биологической** защиты (защиты человека);
- обеспечение допустимого уровня радиационного энерговыделения в защитных материалах с тем, чтобы не было необходимости организовывать специальную систему охлаждения защиты, т.к. эта система существенно усложнила бы как конструирование и сооружение реактора, так и его эксплуатацию, т.е. конструкция должна выполнять функции **тепловой** защиты;
- обеспечение допустимого уровня радиационного повреждения материалов защиты в течение всего срока эксплуатации установки, поскольку замена элементов защитных сооружений является слишком сложной процедурой относительно предполагаемых условий эксплуатации установки, т.е. конструкция должна выполнять функции **противорадиационной** защиты;
- обеспечение допустимого уровня активации защитных материалов, теплоносителя и конструкций, окружающих реактор, т.е. конструкция должна выполнять функции **противоактивационной** защиты.

Специфика установки и условия ее эксплуатации ограничивают возможности выбора материалов и их конфигурации при конструировании защиты. В частности, исключается возможность использования традиционного защитного материала – обычного бетона – в качестве первого защитного слоя. Уровень энерговыделения в ближайших к АЗ слоях бетона потребовал бы организации системы теплосъема. Обеспечение теплосъема посредством естественной конвекции, например, воздуха, в данном случае неприемлемо: конструкция установки утратила бы необходимую компактность и простоту. Кроме того, при этом снизился бы уровень безопасности установки. Система теплосъема в данном случае должна быть принципиально пассивной, тепло должно сниматься только теплопроводностью, а температура внутри защитных блоков не должна приводить к недопустимым термическим напряжениям. На внешних защитных поверхностях, обращенных в медицинский бокс и вспомогательные помещения, эта температура должна отвечать санитарным нормам.

При работе реактора излучение активированных защитных материалов, теплоносителя и конструкций в медицинском боксе не должно давать существенный (более 10–20 %) вклад в полную дозу. На остановленном реакторе этот вклад должен быть допустимым для проведения необходимых работ как в медицинском боксе (например, при смене фильтров), так и во вспомогательных помещениях (например, при ППР, даже при замене стержней СУЗ и т. п.).

Габариты защиты, особенно в направлении вывода пучка, должны быть минимальными (при всех упомянутых выше ограничениях) для обеспечения максимальных характеристик выводимого пучка. Малые размеры АЗ определяют большое значение геометрического фактора; при этом доля затрат на материалы защиты и на ее сооружение не должна значительно превышать затраты, характерные для стационарных установок (~ 30% от стоимости установки). Существенным требованием является простота технологии изготовления защиты и ее эксплуатации.

Масса защиты, составляющая даже для исследовательских реакторов сотни тонн, должна быть по возможности минимизирована, поскольку предполагается, что установка используется в условиях клиники. Это означает, что применение эффективных защитных материалов большой плотности должно быть ограничено.

Свойства защиты не должны ухудшаться в течение всего срока эксплуатации. Принимая во внимание старт-стопный режим работы установки, материалы защиты должны быть подобраны таким образом, чтобы возникающие при работе цикличес-

кие нагрузки не приводили к недопустимым термическим напряжениям, усталостным трещинам и т. п. Поэтому и по этим основаниям бетон (как обычный, так и тяжелый) не может быть использован в качестве защитного материала в слоях, непосредственно примыкающих к отражателю.

Конфигурация защиты должна так сочетаться с конструкцией установки в целом, чтобы минимизировать возможное ухудшение защитных свойств при радиационных авариях и инцидентах. Например, при вскипании теплоносителя (или его потере) прострел излучения в помещения постоянного пребывания по трубопроводу первого контура должен быть исключен.

Наконец, материалы и конфигурация защиты должны отвечать требованиям по прочности и распределению нагрузок, поскольку обычно защитные сооружения одновременно являются и несущими конструкциями.

Защита вывода пучков

Защита вывода пучков как для НЗТ, так и для НСТ должна удовлетворять дополнительным требованиям, обусловленным принятой концепцией вывода обоих пучков в одно помещение:

- предполагается, что возможна только автономная работа пучков;
- доступ в любую часть помещения при работе любого из пучков исключен;
- зоны доступа в обе части помещения при экстренной эвакуации на работающем реакторе должны быть маркированы таким образом, чтобы не допустить переоблучения персонала;

- переход с одного пучка на другой осуществляется после выдержки 7 – 10 дней.

Последнее требование обусловлено необходимостью достаточно длительной работы в режиме временного доступа при смене пучков, а также стремлением минимизировать габариты и массы отсечных шиберов. Сокращение времени выдержки привело бы к существенному увеличению массы отсечного шибера, который в условиях эксплуатации в штатном старт-стопном режиме должен обеспечить лишь кратковременный доступ.

Очевидно, что при работе любого из пучков мощность дозы на поверхности, разделяющей зоны влияния пучков (см. рис. 3), обусловленная закрытым пучком, должна быть меньше дозы, создаваемой работающим пучком.

Фронтальная защита (пучок для НЗТ)

Фронтальная защита является наиболее ответственным узлом защиты. Это связано с большей интенсивностью нейтронов и гамма-излучения на выходе пучка для НЗТ по сравнению с характеристиками пучка для НСТ. Большая интенсивность обусловлена следующими обстоятельствами:

- большей «поверхностью сбора», совпадающей с торцевой поверхностью А3;
- меньшей, по сравнению с пучком для НСТ, базой, т.е. меньшим расстоянием от поверхности А3 до выхода пучка;
- свинцовым коллиматором переменного диаметра, канализующим излучение в направлении выхода пучка.

Для определения основных параметров фронтальной защиты были выполнены серийные оптимизационные расчеты по выбору материалов и конфигурации.

Фронтальная защита должна отвечать следующим дополнительным требованиям:

- защита должна быть гетерогенной, причем тяжелая компонента должна обладать максимальной плотностью для подавления гамма-излучения и эффективного сброса энергии быстрых нейтронов, выходящих из А3;
- легкая компонента защиты должна обеспечивать быстрое замедление нейтро-

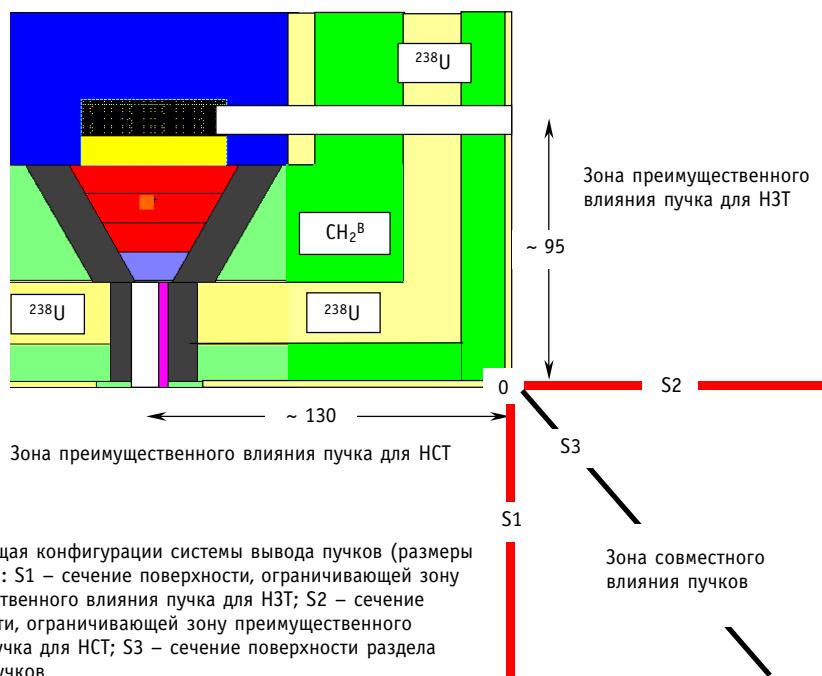


Рис. 3. Общая конфигурации системы вывода пучков (размеры даны в см): S1 – сечение поверхности, ограничивающей зону преимущественного влияния пучка для НЗТ; S2 – сечение поверхности, ограничивающей зону преимущественного влияния пучка для НЗТ; S3 – сечение поверхности раздела влияния пучков

нов и их эффективное поглощение без значительной генерации вторичного гаммаизлучения;

- последний слой фронтальной защиты не должен генерировать жесткое гаммаизлучение, а также подвергаться значительной активации вблизи выхода пучка.

Эти требования существенно сужают список возможных материалов.

Для тяжелой компоненты в оптимизационных расчетах исследовались следующие материалы: обедненный уран, сталь, вольфрам, никель, висмут и свинец. Как и следовало предполагать, вне конкуренции оказался обедненный уран.

Для легкой компоненты исследовались борированный тяжелый бетон и борированный полиэтилен (CH_2^B). По совокупности свойств предпочтительнее оказался полиэтилен.

Степень гетерогенности (количество слоев тяжелого и легкого компонента) также исследовалась в оптимизационных расчетах. Оказалось, что высокая степень гетерогенности не дает ощутимых преимуществ, но резко усложняет технологию изготовления защиты, увеличивает вероятность появления «слабых» мест и, следовательно, неучтенных прострелов излучения. Поэтому в качестве оптимальной по степени гетерогенности была принята трехслойная композиция (с четвертым тонким слоем тяжелого компонента – 2 см в комбинации с легким).

Основные оптимизационные задачи – определение оптимального соотношения толщины тяжелого и легкого компонентов, а также распределение тяжелого компонента по слоям. Эти многовариантные задачи решались с использованием одномерной модели установки с последующим уточнением результата по двумерной. Расчеты показали возможность обеспечения требуемых дозовых характеристик при относительно малой толщине тяжелого компонента.

Одна из полученных композиций изображена на рис. 1.

В табл. 1 представлены основные характеристики пучка с защитой: плотность потока нейтронов на выходе пучка и ее составляющие (плотности потоков эпитеческих, быстрых и тепловых нейтронов соответственно), средняя энергия нейтронов

Таблица 1

Основные характеристики выходящего пучка для НЗТ

	Φ , $\text{см}^{-2}\text{s}^{-1}$	Φ_{epi} , $\text{см}^{-2}\text{s}^{-1}$	Φ_{fast} , $\text{см}^{-2}\text{s}^{-1}$	Φ_{ther} , $\text{см}^{-2}\text{s}^{-1}$	E_{cp} , кэВ	K_γ , Гр/ч
MCNP	1.26+09	.842+09	.322+09	.095+09	87	0.65
КАСКАД	1.41+09	1.01+09	.324+09	.077+09	80	1.3

и керма гамма-излучения. Эти характеристики получены независимыми расчетами по программам MCNP и КАСКАД.

Из данных табл. 1 видно, что характеристики выходящего пучка, рассчитанные с помощью обеих программ, в целом хорошо согласуются. Исключением является значение кермы гамма-излучения, которое отчасти может быть объяснено тем, что в программе MCNP не учитывается гамма-излучение продуктов деления, в то время как при расчете по программе КАСКАД активная зона задавалась в состоянии на конец кампании.

Боковая защита (пучок для НЗТ)

Для боковой защиты пучка для НЗТ задача обеспечения необходимой защиты упрощается вследствие

- меньшей «поверхности сбора», совпадающей с боковой поверхностью АЗ при ее малой (относительно радиуса) высоте;
- большей по сравнению с пучком для НЗТ базы, т.е. большим расстоянием от поверхности АЗ до выхода пучка;
- постоянного по длине относительно малого сечения пучка ($\varnothing 10$ см) и отсутствия коллиматора.

Один из вариантов боковой защиты изображен на рис. 3, представляющем общую конфигурацию блока вывода пучков.

Общая конфигурация блока вывода пучков

Стремление минимизировать расстояние «АЗ – операционное поле» для обоих пучков с целью максимизации выходных параметров приводит к ряду особенностей в конфигурации медицинского бокса и в организации работы пучков.

В качестве основных условий для совместной системы вывода пучков можно перечислить следующие:

- геометрические размеры медицинского бокса должны быть достаточно велики, чтобы уменьшить влияние рассеянного излучения на формирование дозовых полей (как при работе реактора, так и в нерабочем состоянии);
- стены помещения должны быть облицованы борированным полиэтиленом для уменьшения дозы в помещении при работе реактора, т.е. для снижения фонового облучения пациента при проведении процедуры;
- для снижения фона гамма-излучения под полиэтиленовой облицовкой должен быть слой материала, снижающий влияние альбедо гамма-излучения (что существенно для значения фоновой дозы при остановленном реакторе); этот слой также позволит снизить и квазиальбедо нейтрон-гамма для быстрых нейtronов, не поглощенных в полиэтиленовой облицовке (что существенно для значения фоновой дозы при работающем реакторе); в простейшем случае это может быть слой стали/чугуна толщиной 0–3 см в зависимости от локализации;
- ловушка пучка должна быть такой конфигурации и материального состава, чтобы она не служила источником облучения при работе другого пучка (за счет наведенной активности и рассеянного излучения);

- вспомогательные помещения для персонала должны быть раздельными для каждого из пучков;
- траектории перемещения операционного кресла и сопровождающего персонала должны быть оптимизированы так, чтобы минимизировать дозу дополнительного облучения, обусловленного соседним пучком;
- неизбежная близость выходов пучков не позволяет полностью исключить доступ в зону влияния другого пучка; это следует из относительно малых радиальных размеров зоны влияния пучка (~ 1 м), при которых может возникнуть необходимость кратковременного или длительного доступа при подготовке и/или проведении облучения (данное обстоятельство заставляет увеличивать размеры и массу шиберов, чтобы увеличить зону доступа в смежную область);
- необходимые для работы устройства и оборудование должны иметь минимальную наведенную активность, что должно достигаться как выбором применяемых материалов и конструкции устройств, так и их локализацией.

Один из полученных вариантов возможной общей конфигурации системы вывода пучков представлен на рис. 3.

Боковая сплошная защита

При выборе материалов и конфигурации боковой защиты на первый план вышли требования минимальных габаритов и минимального количества слоев (простота композиции).

Были исследованы те же защитные материалы, что и для фронтальной защиты. Окончательно решено остановиться на трехслойном варианте, как оптимальном по совокупности критериев: ^{238}U (10 см) + CH_2^{B} (50 см) + ^{238}U (10 см) в направлении от А3.

Тыловая защита

В тыловом направлении защита необходима обычно для кратковременного доступа во вспомогательные помещения, но в данном случае предварительные расчеты конфигурации тыловой защиты выполнены для помещений постоянного пребывания. Такой подход позволяет оценить по максимуму необходимые габариты (толщину слоев) и массу защиты.

Кроме того, трубопроводы и оборудование первого контура предполагается разместить в тыловой части реакторной установки. Отсюда следует, что в дальнейших проработках надо исходить из того, что тыловая защита будет раздельной (первичная и вторичная). Между блоками первичной и вторичной защиты целесообразно расположить оборудование первого контура (теплообменник, возможно, насос и т.п.).

В качестве начального варианта получена сплошная трехслойная защита минимальных габаритов ^{238}U (15 см) + CH_2^{B} (90 см)+ ^{238}U (12 см) в направлении от А3.

СИСТЕМА ШИБЕРОВ

В условиях выбранной конфигурации вывода пучков, а также при старт-стопном режиме работы реактора, система шиберов должна удовлетворять следующим основным требованиям:

- система шиберов должна обеспечивать режим временного доступа при выключенном реакторе и выдержке 7–10 сут;
- шибера каждого пучка должны обеспечивать необходимый режим доступа как в зону влияния другого пучка, так и в ограниченную часть собственной зоны доступа;
- габариты шибера в осевом направлении (т.е. в направлении вывода пучка – толщина) должны быть минимальны, чтобы его срабатывание в конце сеанса не требовало предварительного перемещения кресла с пациентом – или это перемещение было бы минимальным;

- при всей необходимой массивности шиберов их инерционность должна быть такова, чтобы время срабатывания не превосходило 0.5–1 мин.

По результатам серийных расчетов для предварительной оптимизации системы шиберов в качестве первого варианта системы предложен следующий:

- для каждого из пучков предлагается система из двух шиберов: заглушки и отсечной шибер;
- шибер-заглушка предназначен, прежде всего, для снижения дозы нейтронов в смежной зоне (и в части собственной зоны) при работе реактора; при выключенном реакторе он является дополнительной защитой для подавления излучения из А3, излучения продуктов активации стального отражателя и других компонентов окружения А3;
- отсечной шибер предназначен для снижения дозовой нагрузки (гамма-излучение) на персонал после окончания сеанса; для снижения дозовой нагрузки в смежной зоне при работе реактора (гамма-излучение и нейтроны); для снижения дозовой нагрузки (гамма-излучение) при выключенном реакторе.

В соответствии с подобным разделением защитных функций, составом излучения в каждой ситуации, а также особенностями каждого пучка были выполнены оптимизационные расчеты, результаты которых представлены ниже.

Система шиберов пучка для НЗТ

В рабочем состоянии пучка для эвакуации пациента после сброса А3 используется отсечной шибер диаметром $\varnothing 100$ см, состоящий из трех слоев по толщине (в направлении от А3): ^{238}U (2 см) + CH_2^B (10 см) + ^{238}U (2 см).

В выключенном состоянии дополнительно к отсечному шибера используется шибер-заглушка из CH_2^B ($\varnothing 10$ см, длина $L \sim 40$ см).

На рис. 4 представлено радиальное распределение дозы гамма-излучения непосредственно за отсечным шибера пучка для НЗТ после остановки реактора. В данной ситуации дозовая обстановка позволяет беспрепятственно выполнять все необходимые действия по эвакуации пациента.

Кроме того, на рис. 4 показано радиальное распределение полной дозы излучения за двумя закрытыми шибера во время работы реактора (доступ при работе реактора в медицинский бокс в нормальном режиме работы не предполагается).

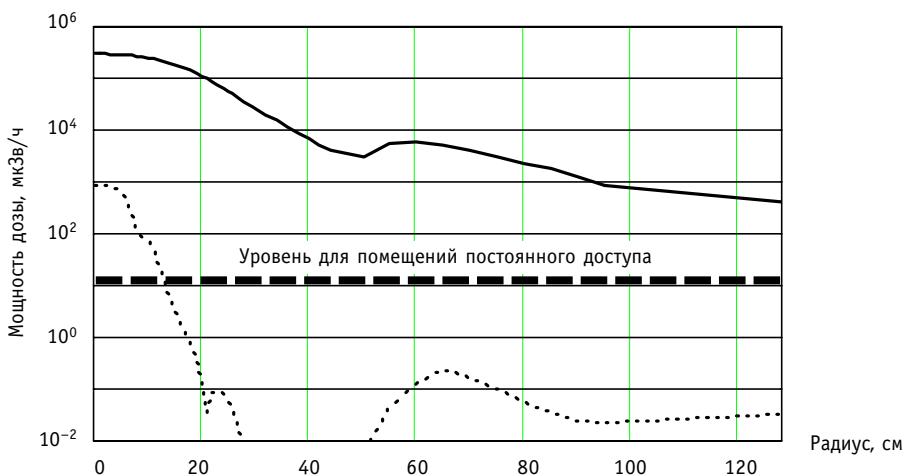


Рис. 4. Радиальное распределение мощности дозы гамма-излучения на выходе пучка для НЗТ:
— во время работы реактора (оба шибера закрыты); ----- после срабатывания шибера (реактор выключен)

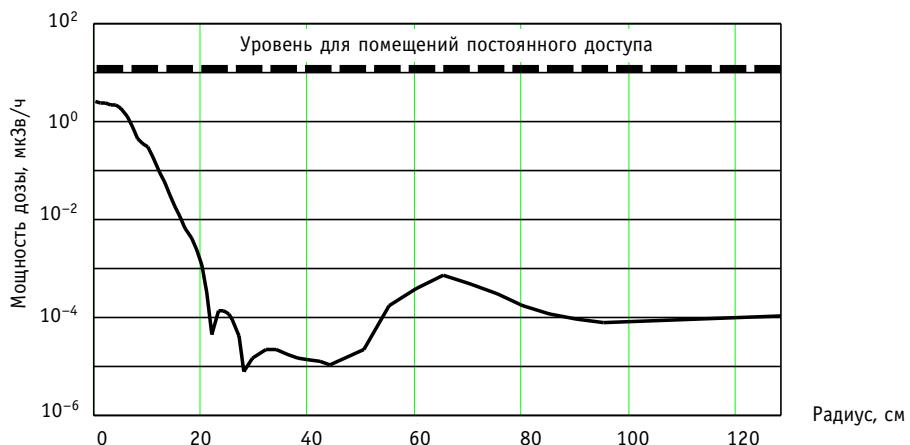


Рис. 5. Радиальное распределение мощности дозы гамма-излучения на выходе пучка для НЗТ через 10 сут после остановки (оба шибера закрыты)

На рис. 5 представлено радиальное распределение дозы гамма-излучения за двумя закрытыми шиберами через 10 сут после остановки реактора. Дозовая обстановка в данном случае позволяет постоянное пребывание в помещении.

Система шиберов для пучка НСТ

В рабочем состоянии пучка для эвакуации пациента после сброса АЗ используется отсечной шибер диаметром $\varnothing 80$ см, состоящий из ^{238}U толщиной 5 см.

В выключенном состоянии дополнительно к отсечному шиберу используется шибер-заглушка из CH_2^{B} ($\varnothing 10$ см, $L \sim 100$ см).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполненное комплексное расчетное исследование по оптимизации блока вывода пучков медицинского реактора «МАРС» позволило обеспечить требуемые качества пучков, а также необходимый режим доступа в рабочем состоянии и после остановки реактора. В табл. 2 представлен терапевтический эффект для выбранного фильтра, материалов и конфигурации блока вывода для пучка НЗТ в зависимости от глубины залегания опухоли. Приведенные данные означают, что пучок применим для терапии опухолей вплоть до глубины залегания ~ 8 см, что соответствует возможностям лучших установок, проектируемых для нейтрон-захватной терапии.

Конфигурация и материальный состав защиты от излучений установки «МАРС», полученные в результате оптимизационных расчетов, позволяют разместить установку в клинике. Оценка массы защиты дает приемлемую величину порядка 70 т.

Таблица 2

Терапевтический эффект при различной глубине залегания опухоли для принятой конструкции блока вывода пучка

Глубина залегания опухоли, см	2	4	6	8
Терапевтический эффект	4.31	3.23	1.80	0.812

Литература

1. Левченко В.А. и др. Основные характеристики американского реактора для нейтронной терапии. Реактор «МАРС»// Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2003. – № 3. – С. 72-82.
2. ОСНОВНЫЕ САНИТАРНЫЕ ПРАВИЛА ОБЕСПЕЧЕНИЯ РАДИАЦИОННОЙ БЕЗОПАСНОСТИ (ОС-ПОРБ-99). Санитарные правила и нормы Сан ПиН 2.6.1-99 / Издание официальное. – М.: Минздрав России, 1999.
3. Дубинин А.А., Кураченко Ю.А. Программа REMP1-PC для оптимизации характеристик защиты от излучений / Препринт ФЭИ-2155. – Обнинск, 1990. – 14 с.
4. Averin V., Voloschenko A. M., Kondratenko E. P., Dubinin A. A. The ROZ-6.4 One-Dimensional Discrete Ordinates Neutrons, Gamma-Rays and Charged Particles Transport Code // Proceedings of International Topical Meeting on Advances in Mathematics, Computations and Reactor Physics. (Pittsburgh, USA, April 28 - May 2, 1991). – V. 5. – P. 30.3 5-1.
5. Voloschenko A.M., Shwetsov A.V. The KASKAD-1 Two-Dimensional Discrete Ordinates Nodal Transport Code/Proceedings of International Topical Meeting on Advances in Mathematics, Computations and Reactor Physics. (Pittsburgh, USA, April 28 – May 2, 1991). – V. 5. – P. 30.3 4-1.
6. Абагян Л.П., Базазянц Н.О., Николаев М.Н. и др. Групповые константы для расчета реакторов и защиты: Справочник. – М.: Энергоиздат, 1981.
7. BUGLE-96: Coupled 47 Neutron, 20 Gamma-Ray Group Cross Section Library Derived from ENDF/B-VI for LWR Shielding and Pressure Vessel Dosimetry Application / ORNL, RSICC DATA LIBRARY COLLECTION DLC-185, July 1999.
8. Judith F. Briesmeister MCNP (A General Monte Carlo N-Particle Transport Code) User's Manual, Los Alamos National Laboratory Report, LA-13709-M, Version 4C UC 700 (April 10, 2000).
9. Current Status of Neutron Capture Therapy / IAEA-TECDOC-1223, May 2001.

Поступила в редакцию 18.09.2006

АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТИ ПОВЫШЕНИЯ ВНУТРЕННЕЙ ЗАЩИЩЕННОСТИ ЯДЕРНОГО ТОПЛИВА ОТ НЕКОНТРОЛИРУЕМОГО РАСПРОСТРАНЕНИЯ

А.С. Краснобаев, Э.Ф. Крючков, В.Б. Глебов, В.А. Апсэ, А.Н. Шмелев

*Московский инженерно-физический институт (государственный университет),
г. Москва*



Работа посвящена задаче повышения внутренней защищенности ядерных материалов от несанкционированного распространения. Исследуются возможности формирования повышенного радиационного барьера отработанных ТВС реакторов ВВЭР-1000 и ИРТ в условиях длительного хранения за счет внесения в топливо изотопных добавок.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время возможное неконтролируемое распространение делящихся материалов рассматривается как одно из главных препятствий на пути дальнейшего широкого развития мировой ядерной энергетики. Снижение угрозы переключения ядерных материалов (ЯМ) может достигаться как внешними мерами безопасности, так и за счет создания внутренних радиационных барьеров, в том числе барьера, обеспечиваемого эмиттерами жесткого гамма-излучения.

Среди основных исследований по данной тематике необходимо отметить работу специалистов Ок-Риджской национальной лаборатории [1]. В рамках этой работы рассмотрена возможность создания повышенного радиационного барьера отработанного ядерного топлива (ОЯТ) за счет добавления в топливные композиции изотопов ^{60}Co , ^{106}Ru и ^{144}Ce , рассмотрены практические аспекты их использования, включая переработку топлива по Duplex-технологии, влияние на параметры топлива. Но введение моратория на переработку ОЯТ в США привело к свертыванию крупномасштабных исследований, посвященных вопросам использования добавок в топливе для предотвращения распространения ЯМ.

Данная работа посвящена повышению внутренней защищенности делящихся материалов, содержащихся в отработанной тепловыделяющей сборке (ОТВС) реакторов ВВЭР-1000 и ИРТ (ТВС «ИРТ-3М»). Исследуются возможности формирования повышенного радиационного барьера ОТВС энергетических и исследовательских реакторов в условиях длительного хранения.

Облученное в реакторе топливо содержит большое количество продуктов деления, которые обеспечивают мощный, но быстро спадающий со временем радиационный барьер (рис. 1).

© А.С. Краснобаев, Э.Ф. Крючков, В.Б. Глебов, В.А. Апсэ, А.Н. Шмелев, 2006

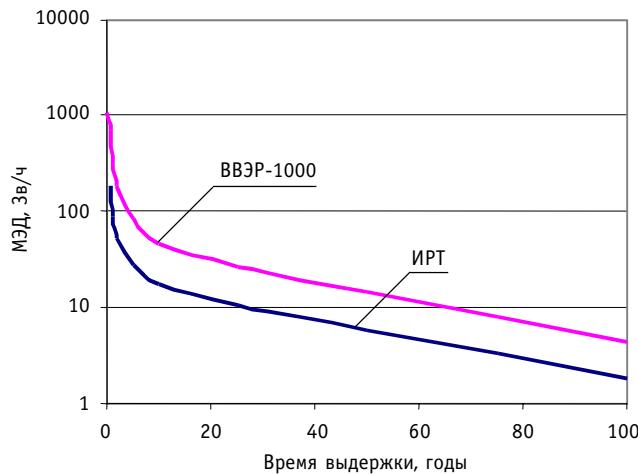


Рис. 1. Мощность эквивалентной дозы (МЭД) на расстоянии 30 см от ОТВС исследовательского реактора типа ИРТ и энергетического реактора типа ВВЭР-1000

Если рассматривать действие радиационного барьера во времени, то для его описания можно использовать следующие параметры [2]:

- уровень – минимальная МЭД на определенном расстоянии от ТВС в течение заданного временного интервала, характеризующая защищенность ЯМ, содержащихся в топливе (также уровень может быть выражен через время получения летальной дозы на определенном расстоянии от источника излучения);
- длительность – время, в течение которого МЭД превышает заданный минимальный уровень.

Для сравнительной оценки уровня действия радиационного барьера воспользуемся критериями защищенности отработанного топлива, которые были предложены в разное время Академией наук США.

1. Стандарт защищенности делящихся материалов в ОТВС, в соответствии с которым МЭД не должна быть ниже 1 Зв/ч на расстоянии 1 м от сборки (SFS_F , [4]).

2. Стандарт повышенной защищенности ядерных материалов, принятый Академией наук США в настоящее время (SFS_C [5]). В соответствии с этим стандартом, защищенность делящихся материалов не должна быть ниже, чем средняя защищенность плутония в отработанном ядерном топливе (ОЯТ) энергетических реакторов. По оценкам [5] МЭД, создаваемая объектом с ЯМ, должна составлять не менее 20 Зв/ч на расстоянии 30 см от него.

МЭД от ОТВС рассматривается как основная характеристика внутреннего радиационного барьера. Причем, в данной работе все рассчитанные значения МЭД относятся к расстоянию 30 см от ТВС. Защищенность ядерных материалов удобно также выражать в терминах времени T получения фиксированной дозы γ -излучения, которое определяется как

$$T_{Dose} = \frac{Dose}{M\dot{E}D} \cdot 60, \quad (1)$$

где $Dose$ – выбранная доза γ -излучения, Зв; T_{Dose} – время получения дозы, мин; МЭД – мощность эквивалентной дозы на расстоянии 30 см от ОТВС, Зв/ч.

Воздействие γ -излучения на человека анализируется с помощью двух граничных значений доз облучения:

1. Доза $SD = 1$ Зв. При облучении человека в дозах от SD и выше (в течение времени от нескольких секунд до 3 сут) возникает развернутый симптомокомплекс ост-

рой лучевой болезни [3]. Тогда в соответствии с формулой (1) для стандарта защищенности SFS_F T_{SD} (ИРТ-3М) ≈ 8 мин, а T_{SD} (ТВС ВВЭР-1000) ≈ 20 мин.

2. Доза $LD = 4,5$ Зв, получение которой приводит к смертельному исходу в 50% случаев [1, 3]. По формуле (1) определяем, что стандарту защищенности SFS_C соответствует время получения LD -дозы T_{LD} (ИРТ-3М) = T_{LD} (ТВС ВВЭР-1000) $\approx 13,5$ мин.

Можно заключить, что стандарты защищенности делящихся материалов в ОТВС: SFS_F и SFS_C соответствуют кратковременному получению SD - и LD -доз.

Пользуясь описанными выше стандартами защищенности ЯМ – SFS_F , SFS_C можно оценивать длительность действия радиационных барьеров. В табл. 1 приведены оценки длительности действия радиационных барьеров ОТВС легководного и исследовательского реакторов по критериям SFS_F и SFS_C . Общий вывод, вытекающий из приведенных в табл. 1 данных, заключается в недостаточной защищенности ЯМ по стандарту SFS_C при длительном (> 25 лет) хранении ОТВС. В первую очередь это касается ОТВС исследовательских реакторов, где недостаточная защищенность фиксируется даже по менее жесткому критерию SFS_F .

Таблица 1
Длительность (годы) действия радиационного барьера с МЭД $\geq SFS_F$ и МЭД $\geq SFS_C$ для ОТВС энергетического и исследовательского реакторов

	SFS_C	SFS_F
ВВЭР	36	117
ИРТ	4	20

Таким образом, длительное хранение ОТВС приводит к резкому возрастанию уязвимости ЯМ по отношению к несанкционированным действиям с ними. Снижение угрозы возможно либо за счет оперативного осуществления переработки ОЯТ, либо за счет использования топлива с улучшенными параметрами внутренней защищенности, например, с повышенным радиационным барьером. Учитывая, что в настоящее время программы развития переработки ОЯТ связывают с крупными международными технологическими центрами [6], создание которых потребует значительного времени, в работе рассматривается вариант хранения ОЯТ с повышенными внутренними защитными свойствами.

В связи с этим была сформулирована задача: проанализировать возможности улучшения параметров радиационных барьеров ОТВС путем внесения изотопных добавок в свежее топливо энергетических и исследовательских реакторов. В качестве объекта исследования выбраны ТВС реактора ВВЭР-1000 и ТВС ИРТ-3М. Для основных расчетов использовался программный комплекс SCALE 4.3 [7], позволяющий проводить анализ радиационных характеристик ОЯТ легководных систем (в том числе МЭД от облученной ТВС, содержания γ -активных нуклидов в различные моменты времени и другие параметры).

ВЫБОР ИЗОТОПОВ ДЛЯ УЛУЧШЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ РАДИАЦИОННОГО БАРЬЕРА ОТВС ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО РЕАКТОРА

Покомпонентный анализ радиационного барьера ОТВС легководного реактора типа ВВЭР-1000

Первый этап анализа включал определение компонентов радиационного барьера ОТВС:

а) дающих основной вклад в МЭД при хранении в течение 25 лет и более;

б) потенциально способных продлить действие радиационного барьера при длительном хранении.

С этой целью на основе параметров активной зоны и ТВС реактора ВВЭР-1000 [7] были составлены модели микро- и макроячеек, необходимые для формирования файла исходных данных программы SCALE 4.3. С помощью этой программы выполнены расчеты изотопного состава топлива после его выгрузки из реактора (для десятисуточной выдержки). Исходя из условия повышения уровня радиационного барьера при хранении более 25 лет, из перечня изотопов, входящих в состав выгруженного топлива, выбраны среднеживущие и некоторые короткоживущие γ -активные изотопы. Этот список был дополнен нуклидами из справочных изданий [9] и научных публикаций [1]. Итоговый исходный список изотопов – источников γ -излучения включал в себя следующие изотопы: ^{231}Pa ; ^{232}U ; 236 , 238 , 239 , 240 , ^{241}Pu ; 241 , ^{242}m , ^{243}Am ; 243 , 244 , 245 , ^{246}Cm ; ^{249}Bk ; 249 , 250 , 251 , ^{252}Cf ; ^{90}Sr ; ^{94}Nb ; ^{106}Ru ; ^{125}Sb ; 134 , ^{137}Cs ; ^{144}Ce ; ^{147}Pm ; ^{151}Sm ; 152 , 154 , ^{155}Eu , которые рассматривались как кандидаты для дальнейшего анализа радиационного барьера ОТВС.

Для изотопов исходного списка с помощью комплекса SCALE 4.3 вычислены вклады в общую МЭД от ТВС. Как и ожидалось, при длительном хранении ОТВС основной вклад в МЭД дает изотоп ^{137}Cs .

Среди других анализируемых изотопов интерес представляли те из них, добавление которых в топливо могло бы продлить действие исходного радиационного барьера.

Исходя из этого, была выбрана группа изотопов, относящихся к актинидам, а также ^{94}Nb , для которых МЭД возрастает или остается почти постоянной со временем (рис. 2 и 3 соответственно). Как видно, при концентрациях, соответствующих содержанию в ОЯТ, их вклады невелики. Но на данном этапе (б) анализа компонентов общей МЭД не принималась во внимание сама величина вклада. Учет величины вкладов от изотопов осуществлялся на следующем этапе исследования.

В дополнение к ^{137}Cs рассмотрены другие изотопы, относящиеся к продуктам деления: ^{90}Sr , ^{106}Ru , ^{144}Ce , ^{152}Eu , ^{154}Eu и ^{155}Eu . Несмотря на существенно меньший (по сравнению с актинидной группой) период полураспада, эти изотопы являются полноценными кандидатами для увеличения длительности действия радиационного барьера. Также особо следует отметить стабильный изотоп ^{59}Co , который в результате нейтронного захвата в процессе облучения топлива превращается в высокоактивный ^{60}Co .

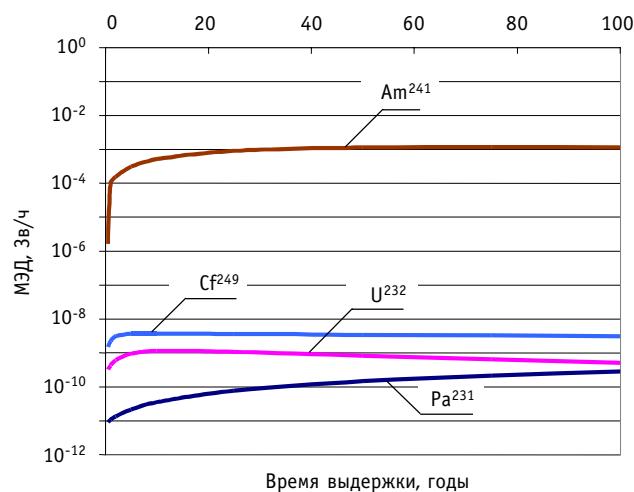


Рис. 2. МЭД, создаваемая ^{231}Pa , ^{232}U , ^{241}Am и ^{249}Cf в ОТВС ВВЭР-1000 как функция времени выдержки

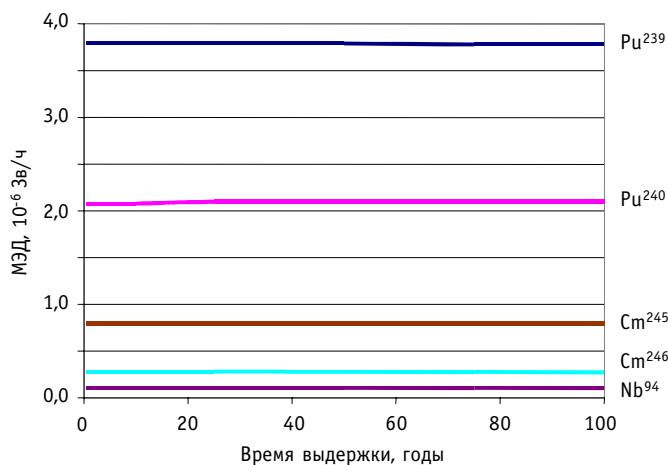


Рис. 3. МЭД, создаваемая ^{239}Pu , ^{240}Pu , ^{245}Cm , ^{246}Cm и ^{94}Nb в ОТВС ВВЭР-1000 как функция времени выдержки

Таким образом, оценка полученных данных по составу и радиационным характеристикам изотопов-компонентов облученного топлива реактора ВВЭР-1000 позволила выделить 17 изотопов, относящихся к долгоживущим актинидам, продуктам деления и легким элементам. Эти изотопы представляют потенциальный интерес с точки зрения повышения защищенности делящихся материалов в ОЯТ при длительном хранении и требуют дальнейшего анализа их влияния на улучшение параметров радиационного барьера.

Оценка потенциала нуклидов по продлению действия радиационного барьера ОТВС ВВЭР-1000

Для оценки потенциала нуклидов осуществлялось небольшое изменение нуклидного состава свежего топлива, а также оценивалось изменение МЭД от ТВС реактора ВВЭР-1000 при длительных выдержках. Вариация состава подразумевала добавление в состав топлива каждого из отобранных нуклидов в относительно небольшом количестве (0,2% т.а.). Для всех топливных составов были рассчитаны МЭД от облученных ТВС в течение 100-летнего периода хранения.

Применение этой процедуры показало, что лишь половина (для SFS_F менее половины) рассматриваемых нуклидов способна увеличить время действия барьера на уровне не менее рассматриваемых стандартов в течение как минимум нескольких лет. В табл.2 указаны эти изотопы и приведены оценки длительности действия радиационных барьеров при их добавлении в свежее топливо.

Для анализа действия радиационного барьера на заданном уровне удобно представить эффект от добавления изотопов в топливо в виде зависимости продления действия барьера от времени получения летальной дозы (рис. 4). Можно сделать вывод, что для продления действия высоких барьеров, характеризующихся малым временем получения летальной дозы ($T_{LD} \leq 13$ мин), могут быть использованы ^{232}U , ^{137}Cs , ^{152}Eu и ^{59}Co . Остальные изотопы не дают существенного вклада в продление из-за малости величин γ -активности и/или периода полураспада. Причем указанные изотопы европия и кобальта могут быть использованы лишь для кратковременного повышения защищенности (не более 10 лет).

Если же говорить о продлении действия невысоких радиационных барьеров ($T_{LD} > 15$ мин), то можно выделить лишь два изотопа ^{232}U и ^{137}Cs . В этом случае изотопы ^{152}Eu и ^{60}Co выпадают из рассмотрения в силу малости величин периодов полураспада (периоды полураспадов этих изотопов в 8,8 и 22,2 раз соответственно меньше

Таблица 2

**Длительность действия
радиационного барьера (годы) для двух
уровней SFS, создаваемого ОТВС
энергетического реактора при отсутствии и
при введении в свежее топливо изотопных
добавок**

	SFS _C	SFS _F
Без добавки	36	117
c ²³¹ Pa	72	199
c ²³² U	72	199
c ⁹⁰ Sr	37	118
c ¹³⁷ Cs	57	139
c ⁹⁴ Nb	37	119
c ⁵⁹ Co	39	117
c ¹⁵² Eu	40	117
c ¹⁵⁴ Eu	37	117

рассматриваемой длительности действия радиационного барьера – 117 лет).

Следует отметить, что радиационный барьер ²³²U определяется, прежде всего, содержанием ²²⁸Th, продуктом его α -распада.

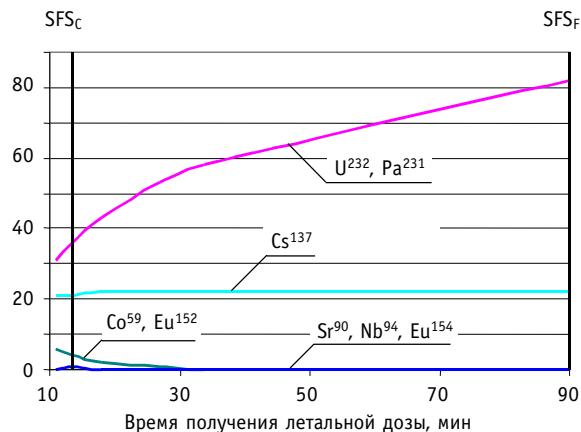


Рис. 4. Зависимость времени продления действия радиационного барьера от T_{LD}

**ВЫБОР ИЗОТОПОВ ДЛЯ УЛУЧШЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ
РАДИАЦИОННОГО БАРЬЕРА ОТВС ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОГО
РЕАКТОРА**

На основе параметров ТВС ИРТ-3М [10, 11] была составлена модель ТВС для расчета по программе SCALE 4.3.

При рассмотрении возможности продления действия радиационного барьера ОТВС ИРТ-3М решались две последовательные задачи. Первая из этих задач повторяла постановку задачи предыдущего раздела (2.2), а именно:

Задача 1. Оценить влияние малых добавок отдельных нуклидов в свежее топливо на изменение МЭД, создаваемой облученной ТВС ИРТ-3М, при длительном хранении.

Для решения этой задачи была проведена вариация топливных композиций путем добавления в состав топлива каждого из следующих изотопов: ²³²U, ⁹⁰Sr, ¹³⁷Cs, ⁹⁴Nb, ⁵⁹Co, ¹⁵²Eu и ¹⁵⁴Eu (в количестве 0,2% т.а.). Для всех топливных составов были

рассчитаны МЭД на расстоянии 30 см от облученных ТВС в течение 100-летнего периода хранения.

Однако результаты расчетов показали, что использование добавок в данных количествах дает относительно небольшое усиление радиационного барьера. Увеличение длительности действия барьера на уровне SFS_F представлено в табл. 3. Оно варьируется в пределах 10-20% от величины длительности.

Таблица 3

Длительность действия радиационного барьера на уровне SFS_F , создаваемого ТВС ИРТ-ЗМ при отсутствии и при введении в свежее топливо изотопных добавок

	Длительность, годы	Продление, годы
Без добавки	20	—
$c^{59}\text{Co}$	22	2
$c^{137}\text{Cs}$	24	4
$c^{152}\text{Eu}$	22	2
$c^{154}\text{Eu}$	22	2
$c^{94}\text{Nb}$	23	3
$c^{90}\text{Sr}$	22	2
$c^{232}\text{U}$	24	4

Полученные результаты говорят о недостаточном влиянии принятых добавок (в количестве 0,2% т.а.) на величину и длительность действия радиационного барьера.

Задача 2. Определить минимальные концентрации вносимых в топливо изотопов, обеспечивающих действие радиационного барьера в течение определенного периода времени на уровне не менее заданного.

Для численного решения задачи 2 рассматривались два уровня радиационного барьера SFS_F и SFS_C . Если принять, что уровень радиационного барьера должен соответствовать SFS_F , а его длительность должна равняться 100 годам, то, как показали расчеты, для такого продления могут быть использованы лишь два изотопа: ^{137}Cs (5,2% т.а.) и ^{232}U (15% т.а.). Несмотря на значительное процентное содержание, количество ^{232}U в ТВС ИРТ-ЗМ невелико и соответствует 20,3 г. Высокое содержание ^{137}Cs связано с тем, что длительность действия радиационного барьера, равная 100 годам, значительно превосходит период полураспада ^{137}Cs . Его использование в качестве топливной добавки целесообразно, когда рассматривается длительность действия радиационного барьера сопоставима с периодом полураспада ^{137}Cs .

Численное решение задачи 2 для высокого радиационного барьера (SFS_C) показало, что увеличение длительности до 40 лет приводит к повышению содержания ^{232}U и ^{137}Cs до 6,1% и 7,9% соответственно. Дальнейшее продление не представляется целесообразным, ввиду больших расходов изотопов для поддержания высокого радиационного барьера.

Содержания изотопных добавок в свежем топливе, необходимые для продления действия SFS_C -барьера от 25 до 40 лет приведены в табл. 4. Видно, что хотя длительные сроки действия барьера ($\geq SFS_C$) можно получать за счет добавления различных изотопов, однако, даже для обеспечения 25-летнего срока действия требуются значительная доля ^{152}Eu и чрезмерно большая — ^{59}Co . Это обстоятельство связано с небольшими периодами полураспада ^{152}Eu и ^{60}Co по сравнению с рассматриваемыми временными периодами. Тем не менее, содержания изотопов ^{232}U и ^{137}Cs , периоды полураспада которых сопоставимы или превышают рассматриваемые длительности действия радиационного барьера, остаются в пределах 5% т.а.

Таблица 4

**Содержания топливных добавок,
необходимых для продления действия
SFS_c-барьера**

Длительность, лет	Изотопы	Доля изотопа, % т.а.
25	²³² U	4,5
	⁵⁹ Co	34,8
	¹³⁷ Cs	4,8
	¹⁵² Eu	10,4
30	²³² U	5,0
	¹³⁷ Cs	5,7
	¹⁵² Eu	16,5
40	²³² U	6,1
	¹³⁷ Cs	7,9

**ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ПЕРЕРАБОТКИ НА УСТОЙЧИВОСТЬ
РАДИАЦИОННЫХ БАРЬЕРОВ ОТВС**

В настоящее время переработка ОЯТ включает ряд последовательных технологических операций, выполняемых после этапа хранения ОЯТ в приреакторных или пристаниционных бассейнах выдержки, и базируется на водных технологиях, использующих разновидности PUREX-процесса [12].

Водные технологии типа PUREX достаточно сложны и, как правило, завершаются получением высокочистых делящихся материалов (включая чистый плутоний, отделенный от урана и продуктов деления), а также образованием больших объемов жидких РАО с высокой удельной и суммарной активностью.

Помимо водных технологий, активно развиваются неводные (сухие) методы переработки топлива. Они считаются технологически более простыми, чем PUREX-процесс, и их использование снижает темпы накопления РАО. Их преимущество с точки зрения нераспространения заключается в том, что сухие методы переработки, как правило, не приводят к получению высокочистых делящихся материалов. Сухие технологии переработки ОЯТ осуществляются при высоких температурах, что сопряжено с удалением легколетучих продуктов деления (ЛПД). Среди сухих технологий, прежде всего, следует отметить технологию сухой переработки, разработанную в ФГУП «ГНЦ РФ НИИАР», и DUPIC-технологию.

Переработка топлива на основе пироэлектрохимической переработки, разработанной в НИИАР [13], включает процессы вакуумно-термической обработки, растворения ОЯТ в расплаве солей, проведение электролиза, сбор и удаление вышедших из топлива продуктов деления.

DUPIC-технология [14] предполагает рефабрикацию ОТВС реакторов PWR в свечие ТВС реакторов CANDU. Схема процесса включает следующие основные этапы:

- расчехловка и разбор ОТВС;
- снятие оболочек твэлов путем окисления на воздухе при температуре 400–450°C;
- превращение топливных таблеток в порошок, что достигается чередованием окислительных и восстановительных реакций по технологии OREOX-процесса: при этом из ОЯТ уходит основная масса ЛПД;
- изготовление топливных таблеток, твэлов и ТВС для реакторов CANDU.

В отмеченных выше технологиях топливо подвергается термической обработке, в результате которой из него удаляются элементы, относящиеся к группе ЛПД. Полностью удаляются Ru и Tc, а также на 98% Kr, I, Xe и Cs [15].

Рис. 5, 6, а также данные табл. 5 показывают, что удаление этих элементов из ОЯТ приводит к резкому уменьшению МЭД. В первую очередь, это связано с удалением

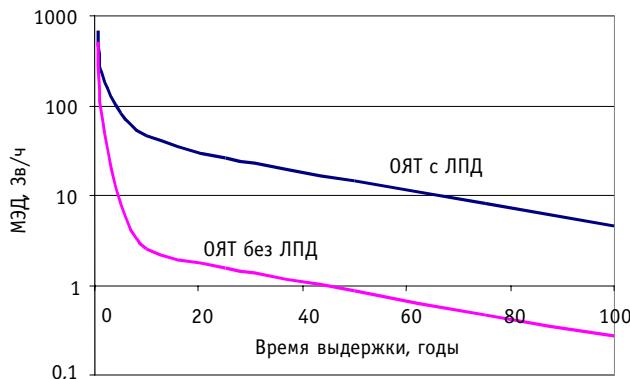


Рис. 5. Зависимость МЭД от времени выдержки для ОТВС реактора ВВЭР-1000

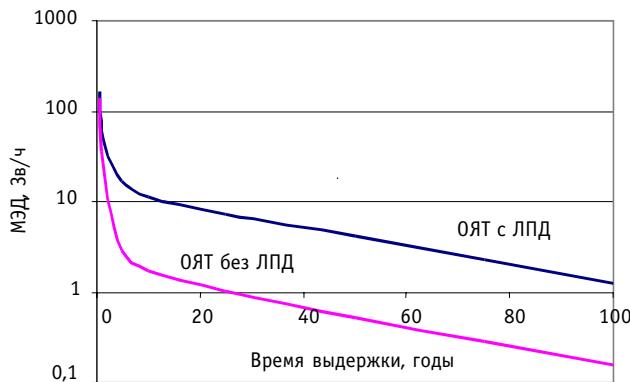


Рис. 6. Зависимость МЭД от времени выдержки для ОТВС ИРТ-3М

из топлива ^{137}Cs , дающего основной вклад в МЭД. Выход ЛПД из ОЯТ приводит также к многократному сокращению длительности действия радиационного барьера на уровнях S_{SF} и S_{SC} (табл. 6) и, следовательно, ОТВС быстро превращаются в объекты, уязвимые по отношению к несанкционированным действиям.

Таблица 5

**Снижение радиационного барьера при удалении
ЛПД из ОТВС энергетического и исследовательского
реакторов**

Время выдержки, годы	МЭД(-ЛПД) / МЭД* для ОТВС ИРТ-3М		МЭД(-ЛПД) / МЭД* для ОТВС ВВЭР-1000	
	Без добавок	5% ^{232}U	Без добавок	0,2% ^{232}U
0,5	0,83	0,83	0,71	0,71
1	0,59	0,67	0,45	0,48
2	0,32	0,53	0,26	0,32
5	0,17	0,59	0,10	0,27
10	0,15	0,67	0,07	0,34
25	0,14	0,71	0,06	0,43
50	0,13	0,77	0,06	0,53
75	0,12	0,83	0,06	0,59
100	0,12	0,83	0,05	0,67

* МЭД(-ЛПД) / МЭД – отношение МЭД ОТВС без учета вклада от ЛПД к МЭД ОТВС.

Таблица 6

Длительность действия радиационного барьера (года) при наличии и при удалении ЛПД из ОЯТ

	ТВС ИРТ-ЗМ		ТВС ВВЭР-1000	
	Топливо с ЛПД	Топливо без ЛПД	Топливо с ЛПД	Топливо без ЛПД
SFS _F	20	2,5	117	9
SFS _C	4	1	36	3

Таким образом, можно заключить, что широкое распространение сухих методов переработки ОЯТ, с одной стороны, ограничивает возможности получать высокочистые делящиеся материалы и позволяет перерабатывать высокоактивные материалы, а с другой – они представляют собой относительно простые технологические инструменты для существенного снижения уровня защитного радиационного барьера ОЯТ энергетических и исследовательских реакторов.

Одним из направлений повышения устойчивости радиационного барьера ОТВС длительного хранения к операциям с термической обработкой топлива (которая входит в технологии сухой переработки) является модифицирование состава свежего топлива путем внесения специальных изотопных добавок. В этом отношении следует выделить изотоп ^{232}U . Как видно из табл. 5 радиационный барьер при его добавлении в топливо становится устойчивым к высокотемпературным процессам переработки.

Поскольку ^{232}U неотделим от основной массы урана при химической переработке ОЯТ, а содержание продуктов его распада слишком мало, чтобы отделить их существующими технологиями, то радиационный барьер, создаваемый ^{232}U , сохранится и после переработки ОЯТ [16]. Даже если предположить возможность удаления ^{228}Th ($T_{1/2} = 1,9$ года) и остальных изотопов цепочки распада ^{232}U , обладающих существенно более короткими периодами полураспада, то радиационный барьер сравнительно быстро восстанавливается – уже через 2 мес. МЭД превысит 10% от максимальной величины [17].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Длительное хранение ОТВС приводит к резкому возрастанию уязвимости ЯМ по отношению к несанкционированным действиям с ними. В связи с этим рассмотрена возможность повышения его радиационной защищенности в условиях длительного хранения. На примере ТВС энергетического реактора ВВЭР-1000 и ТВС ИРТ-ЗМ исследовательского реактора проанализирована возможность улучшения параметров радиационных барьеров путем внесения изотопных добавок в свежее топливо.

Оценка потенциала различных изотопов по увеличению длительности действия радиационного барьера ОЯТ ВВЭР-1000 позволила выделить следующие изотопы:

- при продлении действия высокого ($\geq \text{SFS}_C$) радиационного барьера ОТВС могут быть использованы ^{232}U , ^{137}Cs , ^{152}Eu и ^{59}Co ; причем, существенное (> 20 лет) продление достигается с помощью первых двух изотопов;
- если же говорить о продлении действия барьера на уровне $\geq \text{SFS}_F$, то пригодными оказываются два изотопа ^{232}U и ^{137}Cs .

Для ТВС ИРТ-ЗМ были определены минимальные концентрации вносимых в топливо изотопов, обеспечивающих заданные уровень и период действия радиационного барьера. При ориентировании на уровень защищенности SFS_F лишь изотопы ^{232}U и ^{137}Cs позволяют продлевать действие радиационного барьера до 100 лет и более. Создание высокого ($\geq \text{SFS}_C$) радиационного барьера в течение 100 лет для ТВС ИРТ-

ЗМ представляется затруднительным, ввиду малости массогабаритных характеристик (по сравнению с ТВС энергетического реактора), но уровень защищенности SFS_C можно поддерживать в течение 40 лет путем введения изотопов ^{232}U и ^{137}Cs в количестве до 6–8% т.а.

Таким образом, установлено, что наиболее перспективными изотопами для повышения защищенности ОЯТ являются ^{232}U и ^{137}Cs . Однако следует отметить, что барьер, создаваемый за счет добавления ^{137}Cs , является весьма уязвимым по отношению к термическому воздействию, что связано с высокой летучестью цезия. В работе [1] этот изотоп также исключен из рассмотрения из-за малой температуры кипения и высокой подверженности коррозии. Вследствие этого в качестве основного приоритетного изотопа можно рассматривать ^{232}U . В пользу выбора этого изотопа говорят также и другие обстоятельства, в том числе его химическая неотделимость от основной массы уранового топлива, а также временное поведение γ -активности.

Литература

1. Selle J.E. et al. Technical consideration of the use of nuclear fuel spikants for proliferation deterrence//Nuclear Technology. – 1979. – V. 45. – P. 269-286.
2. Kryuchkov E.F., Glebov V.B., Apse V.A., Shmelev A.N., Saito M., Artisyuk V.V. A study on High-Intensity Radiation Protection of MOX-Fuel Doped with Protactinium/ PHYSOR-2004 – The Physics of Fuel Cycle and Advanced Nuclear Systems: Global Developments. Chicago, Illinois, April 25-29, 2004, on CD-ROM, American Nuclear Society, Lagrange Park, IL. (2004).
3. Ярмоненко С.П., Вайнсон А.А. Радиобиология человека и животных. – М.: Высшая школа, 2004.
4. National Academy of Sciences, Management and Disposition of Excess Weapons Plutonium. – Washington, D.C., 1994.
5. The Spent-Fuel Standard for Disposition of Excess Weapon Plutonium: Application to Current DOE Options. – National Academy Press, 2000.
6. Полуэктов П.П. Многосторонние подходы к ЯТЦ: гарантии нераспространения и гарантии поддержки атомной энергетики/Тр. Международной конф. «Многосторонние технические и организационные подходы к ядерному топливному циклу для укрепления режима нераспространения» (Москва, Россия, 13-15 июля 2005).
7. SCALE: A Modular Code System for Performing Standardized Computer Analyses for Licensing Evaluation, NUREG/CR-0200, ORNL/NUREG/CSD-2/R5, Oak Ridge, January 1997.
8. Колобашкин В.М., Рубцов П.М., Ружанский П.А., Сидоренко В.Д. Радиационные характеристики облученного ядерного топлива: Справочник. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 384 с.
9. Бабичев А.П., Бабушкина Н.А., Братковский А.М. и др. Физические величины: Справочник/Под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с.
10. Гончаров В.В., Глухов А.М., Егоренков П.М. и др. Создание ТВС типа ИРТ-ЗМ для бассейновых реакторов и опыт их использования/В сб.: Труды совещания специалистов по обмену опытом реконструкции исследовательских реакторов в странах-членах СЭВ. – М.: Государственный комитет по использованию АЭ СССР, 1984. – С. 270-301.
11. ТВС ИРТ-ЗМ, исследовательское ядерное топливо. <http://www.nccp.ru/ir/irt-3m.html> (10 апреля 2006 г.).
12. Короткевич В., Кудрявцев Е. Технология и безопасность обращения с облученным ядерным топливом в Российской Федерации/Бюллетень по атомной энергии. – 12/2002. – С. 24-28.
13. Абагян А.А., Селезнев Е.Ф., Иванов В.Б. Возможность использования реакторов типа БН-600 и БН-800 в замкнутом топливном цикле с пироэлектрохимической переработкой топлива/Материалы международной научно-технической конф. «Атомная энергетика и топливные циклы» (1-5 декабря 2003 г., Москва–Димитровград).
14. Апсэ В.А., Шмелев А.Н. Разработка и перспективы использования DUPIC-технологии//Атомная техника за рубежом. – 2002. – № 8. – С. 11-17.
15. Heavy Water Reactors: Status and Projected Development//Technical Report Series. – № 407, International Atomic Energy Agency, Vienna, 2002. http://www-pub.iaea.org/MTCD/publications/PDF/TRS407_scr/D407_start.pdf (10 мая 2006 г.).

ТОПЛИВНЫЙ ЦИКЛ И РАДИОАКТИВНЫЕ ОТХОДЫ

16. Лебедев В.А. Оценка эффективности электрохимического разделения урана и тория в расплавленных хлоридах на жидкокометаллических электродах//Электрохимия. – 1978. – Т. 14. – № 5.
17. Benedict M., Pigford T.H., Levi H.W. Nuclear Chemical Engineering (Second Edition), McGraw-Hill, Boston, 1981. – P. 383.

Поступила в редакцию 11.09.2006

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ, СОПРОВОЖДАЮЩИХ МЕЖКОНТУРНУЮ НЕПЛОТНОСТЬ ПАРОГЕНЕРАТОРА СО СВИНЦОВЫМ И СВИНЕЦ-ВИСМУТОВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯМИ, И ОПТИМИЗАЦИЯ ЕГО КОНСТРУКЦИИ

А.В. Безносов, Т.А. Бокова, А.А. Молодцов

Нижегородский государственный технический университет, г. Нижний Новгород



В реакторных установках со свинцовым и свинец-висмутовым теплоносителем одной из наиболее потенциально опасных аварийных ситуаций является межконтурная неплотность парогенератора. При такой аварии пар, пароводяная смесь или вода из контура рабочего тела с давлением 60–240 кгс/см² через неплотность в трубной системе с размером, определяемым размером неплотности, поступает в контур с давлением жидкого металла 0,1–10,0 кгс/см² и температурой 400–500°C.

Конечной целью проводимых в Нижегородском государственном техническом университете (НГТУ) экспериментальных и расчетно-теоретических исследований процессов, сопровождающих такую аварийную ситуацию, является разработка рекомендаций по проектированию и эксплуатации максимально безопасных конструкций парогенераторов, принципиальных схем и компоновок контуров, в которые они входят. Аналогичные исследования проводились в ГНЦ РФ-ФЭИ.

Задачи работы:

- исследование локальных и интегральных характеристик процессов, сопровождающих течь парогенератора;
- исследования воздействия указанных процессов и их характеристик на элементы парогенератора, другого оборудования жидкокометаллического контура и контура в целом;
- разработка экспериментально обоснованных рекомендаций и предложений по конструктивным схемам наиболее безопасных парогенераторов с точки зрения рассматриваемой аварии;
- разработка рекомендаций и предложений по схемным и компоновочным решениям жидкокометаллического контура и газовой системы, обеспечивающих безопасную локализацию рассматриваемой аварийной ситуации при любом гипотетически возможном расходе сред, поступающих в жидкий металл, в том числе, в сочетании с другими авариями.

© А.В.Безносов, Т.А.Бокова, А.А.Молодцов, 2006

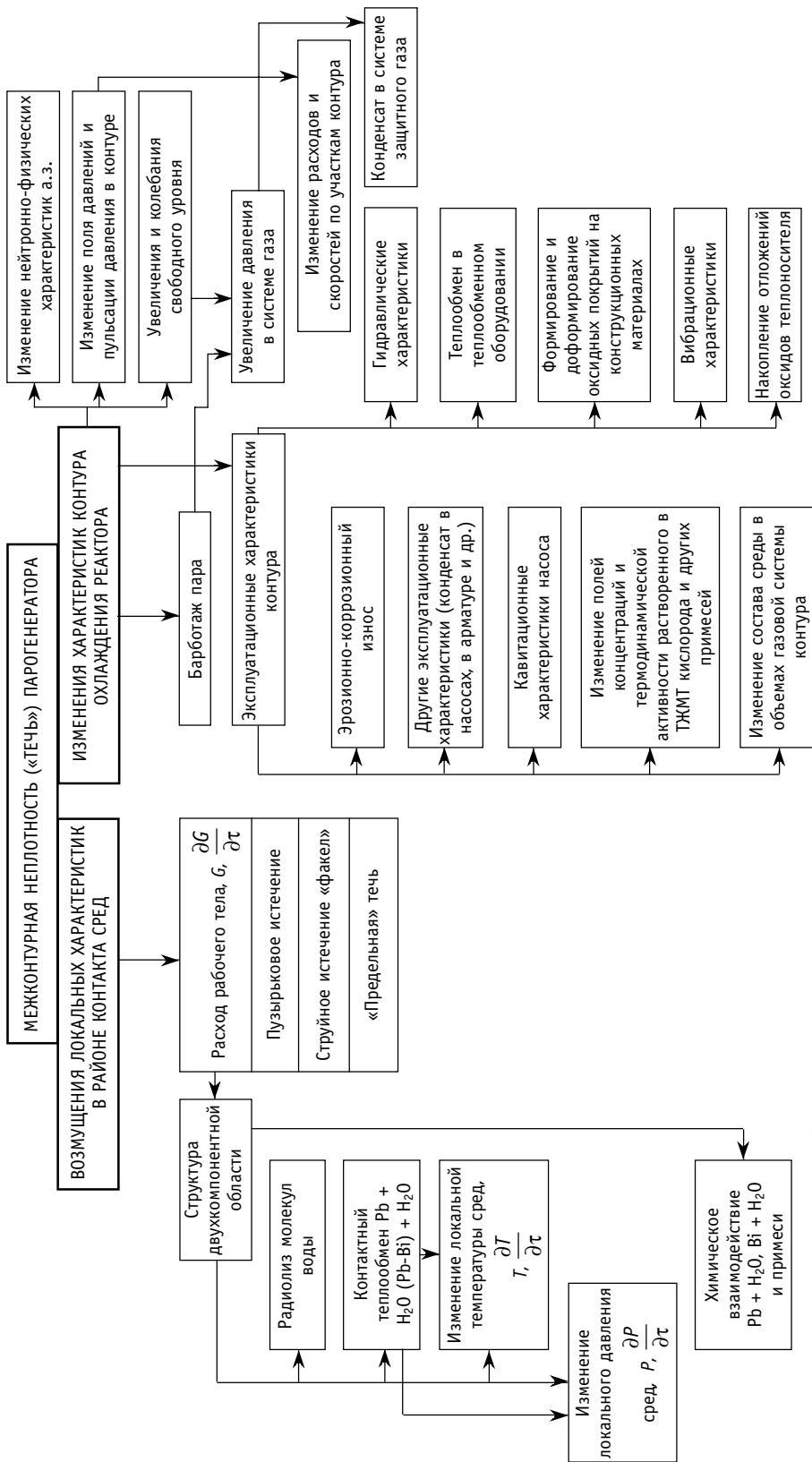


Рис. 1. Блок-схема процессов при течи ПГ

На рис. 1 представлена блок-схема процессов, сопровождающих межконтурную неплотность парогенератора. Основными наиболее потенциально опасными воздействиями аварийной ситуации на реакторный контур, которые необходимо минимизировать или исключить, являются поступление воды в активную зону реактора на быстрых нейтронах и переопрессовка контура.

В НГТУ экспериментально и расчетно-теоретически исследовались характеристики процессов при следующих основных режимах истечения «легкой» фазы в жидкотекущий теплоноситель: 1 – при пузырьковом истечении; 2 – при струйном (факельном) истечении; 3 – при истечении с образованием полостей и каверн «легкой» фазы в жидкотекущем металле с неупорядоченной геометрией поверхностей их раздела; 4 – при образовании сплошного канала «легкой» фазы от места истечения до газового (парогазового) объема над свободной поверхностью жидкотекущего теплоносителя. Под «легкой» фазой, кроме отдельно оговоренных случаев, понимается фаза с плотностью меньшей в 10 и более раз, чем плотность жидкого металла.

Экспериментально исследовались характеристики отрыва пузырьков или их серий от отверстий истечения, течения двухкомпонентного потока и разрыва пузырей на свободной поверхности жидкого металла. В качестве «легкой» фазы, барботируемой через слой свинцового или свинец-висмутового теплоносителя использовались аргон, гелий, водород, их смеси, водяной пар, пароводяная смесь, конденсат. Диапазон диаметров отверстий истечения составляли от 0,5 до 3,0 мм, перепада давлений на отверстиях истечения от 1,0 до 240 кгс/см², заглублений отверстий истечения от свободной поверхности жидкого металла в затесненном и свободных объемах – от 200 до 3500 мм. Температуры жидкого металла от 350 до 600°C, «легкой» фазы – 200–300°C.

Контроль за характеристиками процессов осуществлялся электроконтактными времяпролетными (трехэлектродными) датчиками с чувствительностью 0,5–1,0 мм и микротермопреобразователями с обработкой сигнала на ПК. Варьировались заглубления чувствительных элементов датчиков и их ориентации относительно отверстия истечения. Видеофотосъемкой фиксировались разрывы пузырей – состояния свободной поверхности жидкого металла при варьируемых расходах истечения, заглублениях отверстий истечения и их ориентации относительно отверстия истечения. Акустическими датчиками фиксировались моменты одиночных пузырей и их серий, а также последующих разрывов пузырей на свободной поверхности свинца или эвтектики свинец-висмут. Контроль положения и вертикального перемещения («набухания») участков свободного уровня жидкого металла осуществлялся электроконтактными датчиками и визуально. Контроль расхода «легкой» фазы осуществлялся расходомерами, а также по величине изменения уровня конденсата и давления в расходных сосудах. На рис. 2 и 3 представлены разрывы пузырей на поверхности свинца при пузырьковом истечении «легкой» фазы. На рис. 4 и 5 представлены примеры результатов измерения распределений «легкой» фазы по размерам и скоростям всплытия пузырей. Экспериментально определенные скорости всплытия пузырей «легкой» фазы составили 0,15–0,3 м/с при отсутствии эффекта газлифта.

При развитом спутном течении пузырей в составе двухкомпонентного потока за счет газлифта скорость их всплытия достигала 0,7–0,8 м/с и более. Пузыри диаметром до 3,0 мм в процессе подъема сохраняют форму, близкую к сферической. Пузыри с размером более 5,0 мм деформируются и могут дробиться в двухкомпонентном потоке, причем в момент дробления и сразу после него скорость подъема существенно уменьшается, приближаясь к несущей скорости потока. Характеристики барботажа газовых и паровых пузырей идентичны и существенно отличаются от характеристик

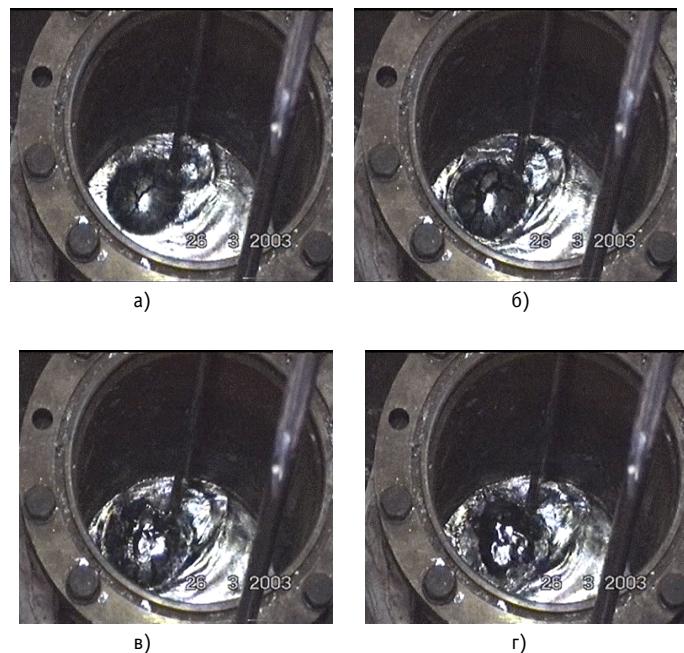


Рис. 2. Последовательные кадры вида свободной поверхности свинца при начале барботажа аргона: разрыв первого большого пузыря; расход газа $70 \text{ дм}^3/\text{ч}$; барботажная нагрузка $13 \text{ дм}^3/\text{ч}\cdot\text{дм}^2$; давление газа $4 \text{ кг}/\text{см}^2$ (ати); заглубление сопла 3000 мм ; диаметр сопла $0,6 \text{ мм}$; температура свинцового теплоносителя 400°C

движения конденсата. В последнем случае полное испарение капли за время барботажа не происходит, вследствие образования паровой прослойки между поверхностями жидкого металла и конденсата [1]. При барботаже фиксируется подъем свободного уровня («набухание») на величину объема «легкой» фазы, внедренной в объем

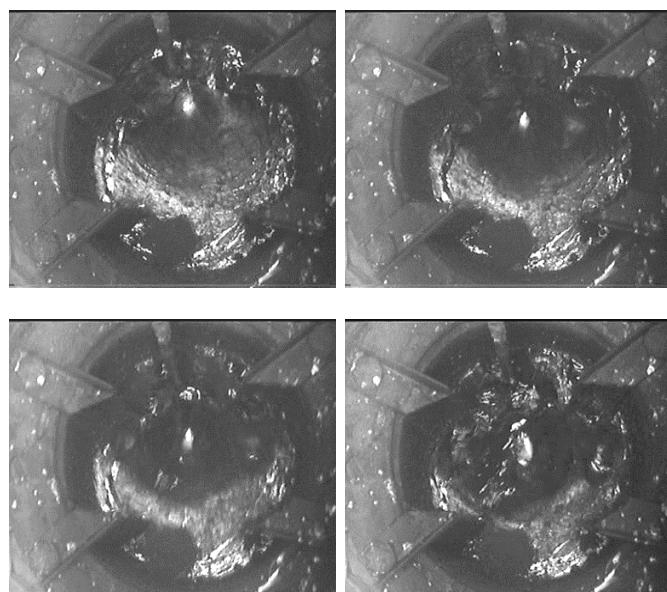


Рис. 3. Последовательные кадры вида свободной поверхности свинца при начале барботажа водяного пара сквозь змеевик: расход пара $800 \text{ дм}^3/\text{ч}$; барботажная нагрузка $130 \text{ дм}^3/\text{ч}\cdot\text{дм}^2$; давление пара $80 \text{ кг}/\text{см}^2$ (ати); заглубление сопла 1600 мм ; диаметр сопла $0,6 \text{ мм}$; температура свинцового теплоносителя 400°C

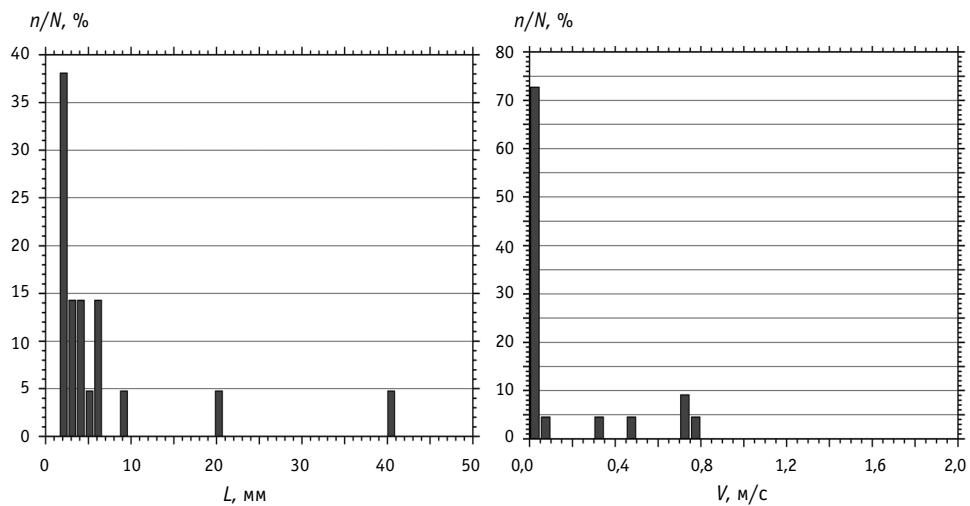


Рис. 4. Гистограммы распределения длин хорд и скорости всплытия пузырей рабочего тела при барботаже аргона; глубина установки экспериментального зонда 900 мм; параметры рабочего тела: $P = 4$ МПа, $Q = 12\text{--}26$ г/с; заглубление сопла под уровень свинца 1000 мм

жидкого металла. Максимальный подъем фиксируется в начальный момент перед первыми разрывами пузырей на свободной поверхности. С увеличением расхода «легкой» фазы, при прочих равных условиях, частота разрывов увеличивается, фиксируется интерференция волн от разрывов, уменьшение разрывных диаметров, увеличение глубины кратеров и высот гребней.

Результаты экспериментов и расчетно-теоретического анализа показывают, что при пузырьковом поступлении «легкой» фазы в жидкий металл, свободный уровень теплоносителя в реакторном контуре первоначально возрастает, а затем стабилизируется за счет сепарации пузырей, выхода их в систему защитного газа и последующего вывода сконденсированной в специальных конденсаторах воды из контура. В том случае, если значение поднявшегося уровня жидкого металла не достигает

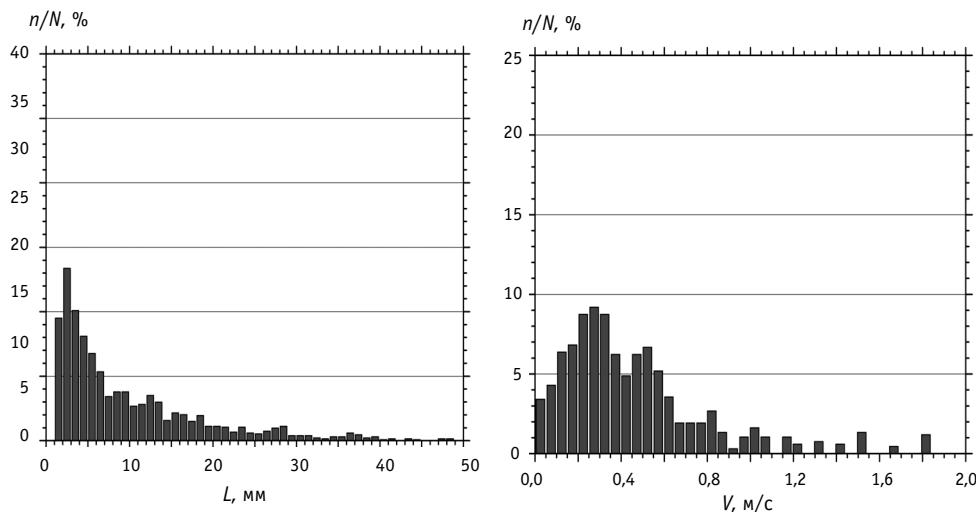


Рис. 5. Гистограммы распределения длин хорд и скорости всплытия пузырей рабочего тела при барботаже конденсата рабочего тела; глубина установки зонда 900 мм; параметры рабочего тела: $P = 6$ МПа, $Q = 15\text{--}25$ г/с; заглубление сопла под уровень свинца 1000 мм

аварийных значений и отсутствует поступление воды в активную зону реактора (что фиксируется ионизационными камерами) возможна последующая работа контура и установки в целом при такой аварии.

Струйное (факельное) истечение «легкой» фазы в объем жидкого металла характеризуется наличием устойчивого объема «легкой» фазы – струи, начинающейся у отверстия истечения и затем быстро дробящейся на отдельные пузыри, всплывающие в объеме теплоносителя. Длина (протяженность) струи определяется ориентацией отверстия истечения в пространстве и перепадом давления на отверстии истечения (расходом «легкой» фазы). Геометрия поверхности струи в экспериментах фиксируется электроконтактными датчиками и микротермопреобразователями. Экспериментально определенная длина горизонтальной струи «легкой» фазы до ее разрушения в объеме жидкого металла незначительна и составляла не более 50–100 диаметров отверстий истечения при перепаде давления на них до 20,0 МПа. Характер движения пузырей, образовавшихся при последующем дроблении струи, соответствует режиму пузырькового течения «легкой» фазы в составе подъемного двухкомпонентного потока. При увеличении паровой (газовой) нагрузки «легкой» фазы на свободную поверхность жидкого металла на ней формируются вертикальные, вытянутые вверх образования с неупорядоченной поверхностью (рис. 6). В поперечном сечении эти «сталагмиты» уменьшаются по мере увеличения их высоты. От вершин этих «сталагмитов» периодически отрываются отдельные образования жидкого металла, поднимающиеся (в процессе экспериментов) на высоту до 1,5 м и более. Последующая работа реакторного контура при такой аварии возможна с учетом ограничений, высказанных выше для пузырькового режима истечения «легкой» фазы.

Экспериментальные исследования процессов с подачей «легкой» фазы под давлением до 240 кгс/см² под уровень свинца с температурой до 600°C проводились на емкости высотой 4,0 м, внутренним диаметром около 0,3 м, в «свободный» и в затесненный объем свинца. Исследования при подаче пара и воды с давлением 240 кгс/см² (ата) в свободный объем свинца из центральной трубы 14×2 мм в кольцевой зазор между этой трубкой и соосной трубкой 56×4 мм показали на высоте около 1,5 м среднюю скорость подъема фронта раздела свинца и «легкой» фазы около 30 м/с при расходе 20–50 кг/с. Отмечалась существенная неравномерность поверхности фрон-



Рис. 6. Фотография газового объема емкости диаметром 350 мм при барботаже аргона через слой свинца толщиной 410 мм с расходом газа приблизительно 0,2 м³/ч (барботажная нагрузка 2 м³ газа/м²): 1 – фланец емкости; 2 – траектории образований свинца; 3 – газовый объем

та в процессе его подъема и значительные динамические (ударные) нагрузки на элементы конструкции в процессе экспериментов, приводящие к их разрушению. При установке в кольцевой зазор дроссельной решетки с коэффициентом сопротивления около 10, имитирующих условия трубной системы парогенератора, скорость подъема фронта при прочих равных условиях снизилась до 4,0–6,0 м/с, т.е. более чем в 5 раз. При этом динамические (ударные) нагрузки практически исчезли. Вероятно, в месте установки дросселя происходила гомогенизация смеси свинец – рабочее тело, торможение фронта, уменьшение скорости его подъема. Разрушения элементов конструкции, по сравнению с экспериментами без дросселя практически отсутствовали.

Исследования процессов с образованием сплошного канала «легкой» фазы от места истечения до газового (парогазового) объема над свободной поверхностью свинцового и свинец-висмутового теплоносителей производились при заглублениях отверстий истечения под уровень жидкого металла от 200 мм до 1500–2000 мм. Подача «легкой» фазы производилась в «свободный» объем теплоносителя и в объем, затесненный вертикальными трубками с давлением перед отверстием истечения до 80 кгс/см². Значение величины этого давления и расхода «легкой» фазы, при которых образовывался сплошной канал «легкой» фазы в объеме жидкого металла, определялись, прежде всего, величиной заглубления отверстия истечения под уровень жидкого металла и затесненностью объема жидкого металла другими трубками, имитировавшими трубную систему парогенератора.

В начальный момент образования сплошного парового канала происходит выброс жидкого металла из объема над районом поступления пара в газовый объем над свободным уровнем теплоносителя.

На рис. 7 представлены последовательные видеокадры процесса выброса свинца. В последующем, расход через паровой канал стабилизируется. С его стенок захватываются образования жидкого металла, дробятся в потоке пара и в виде мелко-дисперсной фазы поступают в объем над свободным уровнем теплоносителя. Остаточных деформаций трубок, расположенных вблизи отверстия истечения, а также каких-либо разрушений элементов, дистанционирующих трубы, не зафиксировано.

Проведенные экспериментальные исследования, а также расчетно-теоретический анализ дали основания авторам, при участии специалистов ОКБ «Гидропресс», предложить конструктивную схему принципиально нового парогенератора для установок со свинец-висмутовым и со свинцовыми теплоносителями. Эта конструктивная схема обеспечивает безопасность реакторных установок такого типа при любой аварии с межконтурной неплотностью парогенератора, включая одновременное разрушение всех труб трубной системы парогенератора. Предложено выполнять рабочую поверх-



Рис. 7. Два кадра (через 0,08 с) в процессе выброса капель свинца из экспериментальной емкости

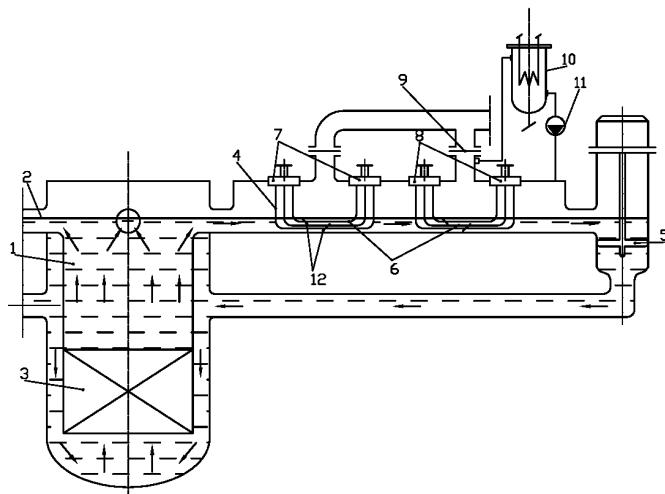


Рис. 8. Схема установки горизонтальных парогенераторов: 1 – реактор; 2 – свободный уровень теплоносителя; 3 – активная зона реактора; 4 – парогенератор; 5 – насос; 6 – горизонтальные криволинейные трубы; 7 – трубные доски входной и выходной камеры; 8 – трубные доски выходной камеры; 9 – разрывная мембрана; 10 – конденсатор пара; 11 – вентилятор; 12 – гребенки

хность трубной системы парогенератора из горизонтальных труб с минимальным заглублением труб под уровень жидкого металла (рис. 8). Газовый объем в корпусе горизонтального парогенератора выполняется равным или больше объема теплоносителя в нем. Объем над свободным уровнем жидкого металла сообщается через разрывную мембрану, охладитель и фильтр с атмосферой. Парогенератор выполняется в виде установленных по ходу теплоносителя пароперегревательных и испарительных горизонтальных труб, концы которых заделываются в трубные доски камер соответствующих секций. Такое техническое решение может быть использовано как в парогенераторе с сепаратором и контуром многократной циркуляции, так и в прямоточном парогенераторе. Для увеличения поверхности теплообмена горизонтальные трубы могут выполняться криволинейными, например, в виде горизонтальных плоских змеевиков.

В моноблочных реакторных установках предлагаемая конструктивная схема парогенератора позволяет упростить компоновку реакторного блока. Секции парогенератора устанавливаются в кольцевом канале, размещенном выше активной зоны ре-

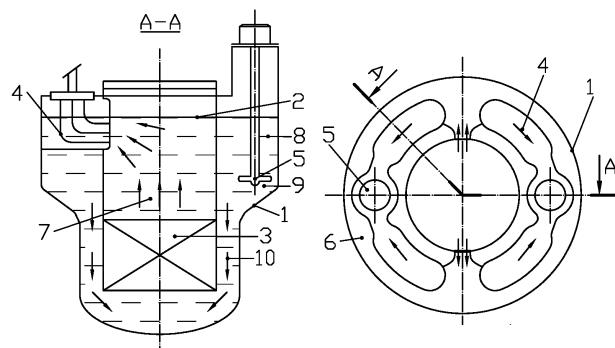


Рис. 9. Вариант схемы реакторной установки: 1 – реактор; 2 – свободный уровень теплоносителя; 3 – активная зона реактора; 4 – парогенератор; 5 – насос; 6 – кольцевой канал; 7 – объем теплоносителя; 8 – напорная камера насоса; 9 – колесо насоса; 10 – опускной канал

актора. Внутренний диаметр кольцевого канала больше наружного диаметра активной зоны реактора (рис. 9). Входной участок секций парогенераторов сообщен с объемом теплоносителя над активной зоной. Выходной участок – с входной камерой насоса. Учитывая незначительное гидравлическое сопротивление контура, насос может быть выполнен осевым или электромагнитным. Напорная камера насоса сообщена через опускной канал с активной зоной реактора.

В такой реакторной установке при любом размере течи при межконтурной неплотности парогенератора, исключается попадание воды в активную зону реактора на быстрых нейтронах и переопрессовка контура.

Литература

1. Безносов А.В., Пинаев С.С., Давыдов Д.В., Молодцов А.А., Бокова Т.А., Мартынов П.Н., Рачков В.И. Экспериментальные исследования характеристик контактного теплообмена свинцовый теплоноситель–рабочее тело//Атомная энергия. – 2005. – Т. 98. – Вып. 3. – С. 182-191.

Поступила в редакцию 5.07.2006

ОСОБЕННОСТИ ГИДРОДИНАМИКИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ В АЛЬТЕРНАТИВНЫХ ТВС РЕАКТОРОВ ВВЭР-1000 ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ПЕРЕМЕШИВАЮЩИХ РЕШЕТОК*

**С.С. Бородин*, С.М. Дмитриев*, М.А. Легчанов*, А.Е. Хробостов*,
О.Б. Самойлов**, Н.М. Сорокин*****

*Нижегородский государственный технический университет,
г. Нижний Новгород

**ФГУП «ОКБМ им. И.И. Африкантова», г. Нижний Новгород

***Концерн «Росэнергоатом», г. Москва



Представлены результаты и анализ экспериментальных данных по исследованию локальных гидродинамических характеристик в альтернативной ТВС реакторов ВВЭР-1000 при использовании перемешивающих решеток.

ВВЕДЕНИЕ

Опыт эксплуатации серийных ТВС при глубоком выгорании топлива на действующих энергоблоках ВВЭР-1000 показывает однозначную тенденцию увеличения их формоизменения, являющуюся следствием недостаточной осевой устойчивости конструкции кассет.

ФГУП «ОКБМ им. И.И. Африкантова» разработана альтернативная ТВС (ТВСА) с улучшенными характеристиками для использования в активных зонах как действующих, так и вновь вводимых установок типа ВВЭР-1000.

Преимуществом конструкции ТВСА является повышенная стойкость к формоизменению при глубоких выгораниях топлива, что сводит к минимуму искривления ТВСА в процессе эксплуатации. Конструкция ТВСА характеризуется наличием бугорков жесткости, которые вместе с поясами дистанционирующих решеток (ДР) образуют силовой каркас, обеспечивающий в процессе эксплуатации жесткость и геометрическую стабильность ТВСА.

В настоящее время активизировались работы по усовершенствованию конструкции дистанционирующих решеток (ДР) и оптимизации шага их расположения по высоте тепловыделяющей сборки [1]. Следует отметить, что от конструктивных особенностей ДР зависит не только работоспособность ТВС, но и величина запаса до кризиса теплоотдачи. Поэтому дальнейшая модернизация ТВСА заключается в использовании перемешивающих решеток (рис. 1), имеющих турбулизирующие дефлекто-

© С.С. Бородин, С.М. Дмитриев, М.А. Легчанов, А.Е. Хробостов, О.Б. Самойлов,
Н.М. Сорокин, 2006

* Работа выполнена при поддержке Российского фонда фундаментальных исследований и Федерального агентства по науке и инновациям (грант МК-5533.2006.8, договор №02.120.11.5533)

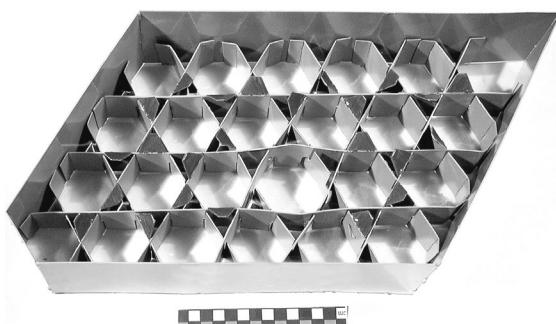


Рис. 1. Пояс перемешивающей решетки

ры, которые позволяют улучшить перемешивание теплоносителя между ячейками и турбулизировать поток в пределах отдельных ячеек.

Оптимизация конструкции перемешивающей решетки (ПР) требует поиска вариантов углов отгиба турбулизирующего дефлектора, обеспечивающих наиболее благоприятное сочетание таких параметров, как интенсивность перемешивания, гидравлические потери и запасы до кризиса теплоотдачи. Возможна постановка перемешивающей решетки после пояса ДР по ходу движения потока, объединенной с ним одним бандажом, а также размещение ПР в середине пролета между поясами дистанционирующих решеток.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ СТЕНД И МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ

Исследования гидродинамических характеристик потока теплоносителя в межкассетном зазоре и пучке твэлов проводились на экспериментальном стенде, представляющем собой аэродинамический разомкнутый контур, через который прокачивается воздух. В состав экспериментального стенда входят: экспериментальная модель (ЭМ), расходомерное устройство с участками стабилизации потока, регулирующая аппаратура, измерительный комплекс.

Экспериментальная модель (рис. 2), представляет собой фрагмент активной зоны реактора ВВЭР-1000 с ТВСА. ЭМ выполнена с коэффициентом геометрического подобия $K_r = 4,4$, имеет длину $L = 3$ м и включает в себя сегменты трех топливных кассет с 54 твэлами с описанными диаметрами $40 \pm 0,5$ мм, 2 имитатора направляющих каналов, 3 уголка жесткости и межкассетное пространство. Перемешивающая решетка имеет турбулизирующие дефлекторы, величина угла отгиба дефлектора составляла 30 и 45° соответственно.

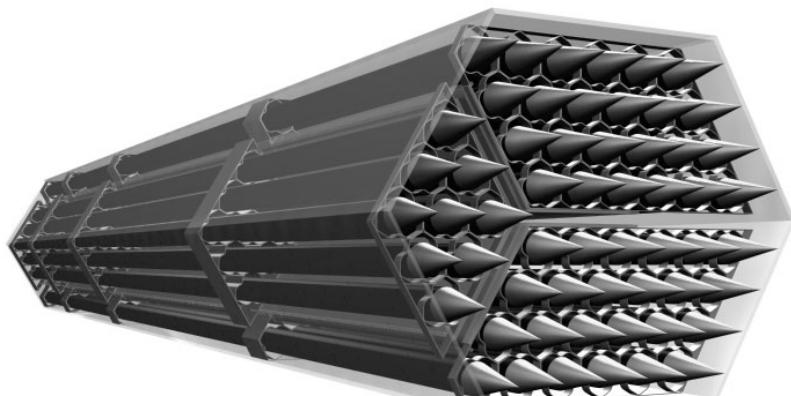


Рис. 2. Экспериментальная модель

Для изучения пространственной гидродинамики потока использовался пятиканальный пневтометрический зонд [2], позволяющий определять направление движения потока, значения абсолютной скорости, статического и полного давлений в исследуемой точке. Пневтометрический зонд представляет собой пять стальных капилляров, диаметром 0,8 мм, расположенных в двух перпендикулярных друг к другу диаметральных плоскостях. Чувствительная часть зонда имеет длину 20 мм. Остальная часть капилляров проложена внутри державки зонда, которая представляет собой стальную трубку $\varnothing 5 \times 1$ мм. Центральный капилляр срезан под углом 90° к своей оси, а четыре боковых капилляра срезаны под углом 45° к оси центральной трубы.

Для представительности экспериментальных исследований гидродинамических характеристик ЭМ необходимо соблюдение равенства местного гидравлического сопротивления натурных поясов ДР и гидравлического сопротивления пояса ДР экспериментальной модели. В области автомодельного течения теплоносителя коэффициент гидравлического сопротивления дистанционирующих решеток ЭМ составил $\xi_{\text{др}}^{\text{ЭМ}} = 0,89$ и 1,0, что соответствует коэффициенту гидравлического сопротивления натурных решеток с различными углами отгиба дефлектора (30 и 45°).

В соответствии с теорией подобия в области автомодельного течения безразмерный профиль скорости остается неизменным на протяжении всей области автомодельности. Все экспериментальные исследования проводились в диапазоне чисел $Re = 9 \cdot 10^4 \div 10^5$ на участке стабилизированного автомодельного течения теплоносителя [3], что подтверждено соответствующими исследованиями.

Для построения пространственной картины течения потока в модели были рассчитаны составляющие абсолютной скорости в ее поперечном сечении (рис. 3). Координаты каждой точки замера подставлены в декартовой системе координат.

Среднеквадратичные отклонения W_x , W_y , W_z составляют соответственно 5.9, 5.9 и 5.2%, а величина предельных отклонений проекций абсолютной скорости на оси X , Y , Z при доверительной вероятности 0.997 не превышают 17.7, 17.7 и 15.6% соответственно.

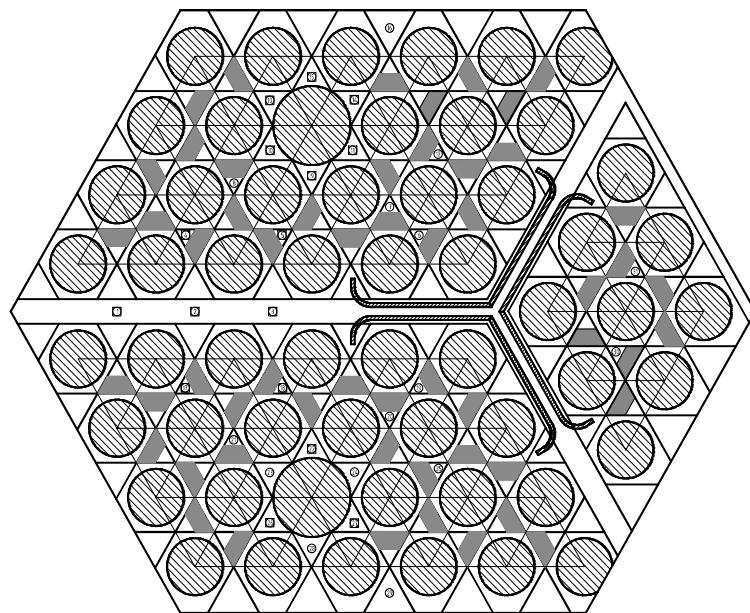


Рис. 3. Расположение зон измерений в поперечном сечении экспериментальной модели

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ ГИДРОДИНАМИКИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ В МЕЖКАССЕТНОМ ЗАЗОРЕ И В РАЙОНЕ ТУРБУЛИЗИРУЮЩЕГО ДЕФЛЕКТОРА

Комплексный анализ полученных результатов экспериментальных исследований позволяет сделать основные выводы.

1. Показано, что для модели с поясом ДР с углом отгиба дефлекторов 45° абсолютная величина максимальной поперечной составляющей скорости W_x / \bar{W} после дефлектора потока находится на уровне 40% от среднерасходной скорости, а абсолютная величина максимальной поперечной составляющей скорости W_y / \bar{W} – на уровне 50–55% от среднерасходной скорости потока (рис. 4). Этот факт свидетельствует о том, что за турбулизирующим дефлектором существуют направленные конвектив-

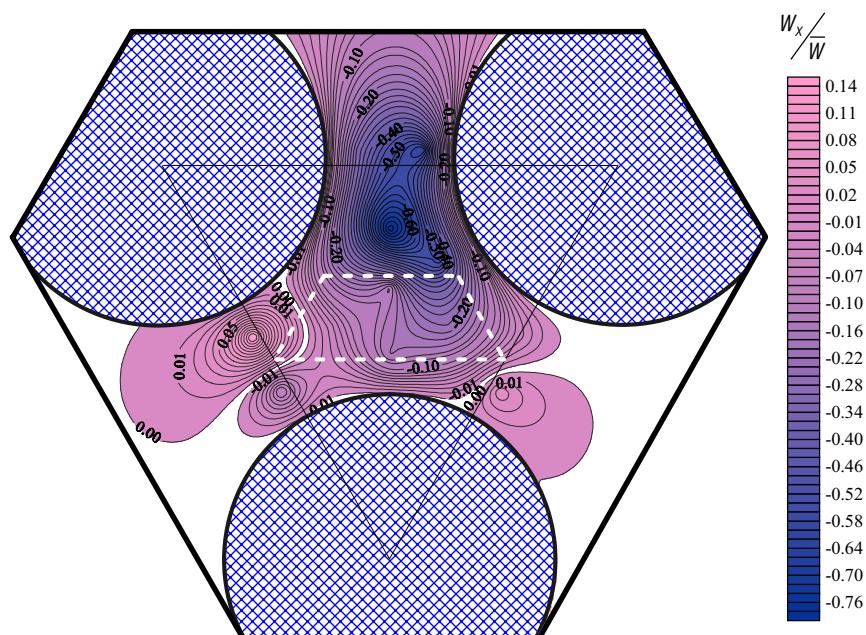


Рис. 4. Распределение относительной скорости W_x / \bar{W} в районе турбулизирующего дефлектора перемешивающей решетки (угол отгиба дефлектора 45° , $\bar{W} = 32,8$ м/с, $Re = 91530$, $\ell/d = 7,65$)

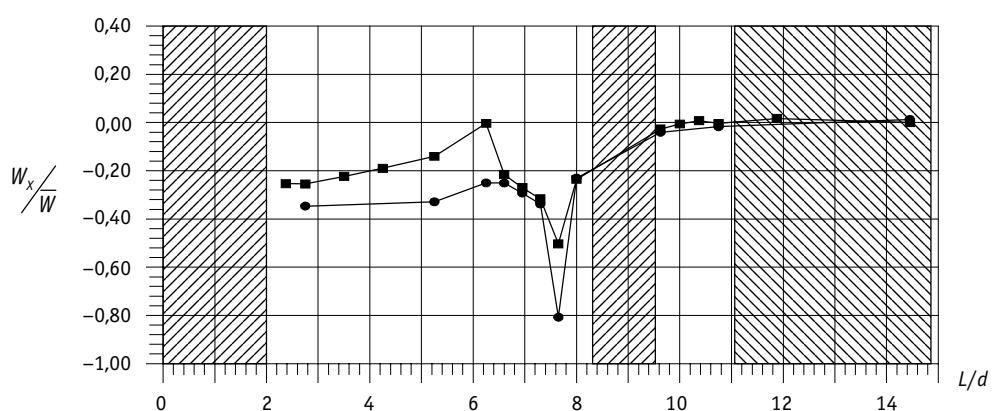


Рис. 5. Распределение относительной скорости W_x / \bar{W} за турбулизирующим дефлектором при углах отгибов дефлектора 30 и 45° ($\bar{W} = 32,8$ м/с, $Re = 91530$): ● дефлектор с углом отгиба 45° ; ■ дефлектор с углом отгиба 30°

ные течения, которые способствуют интенсивному перемешиванию теплоносителя непосредственно за перемешивающей решеткой.

2. Затухание конвективных возмущений, вызванных турбулизирующим дефлектором, происходит на расстоянии $\ell/d = 2 \div 3,5$ за перемешивающей решеткой (рис. 5).

3. Уменьшение угла отгиба турбулизирующего дефлектора с 45° до 30° приводит к уменьшению абсолютных величин максимальных поперечных составляющих скорости после дефлектора на 20–25% (рис. 6).

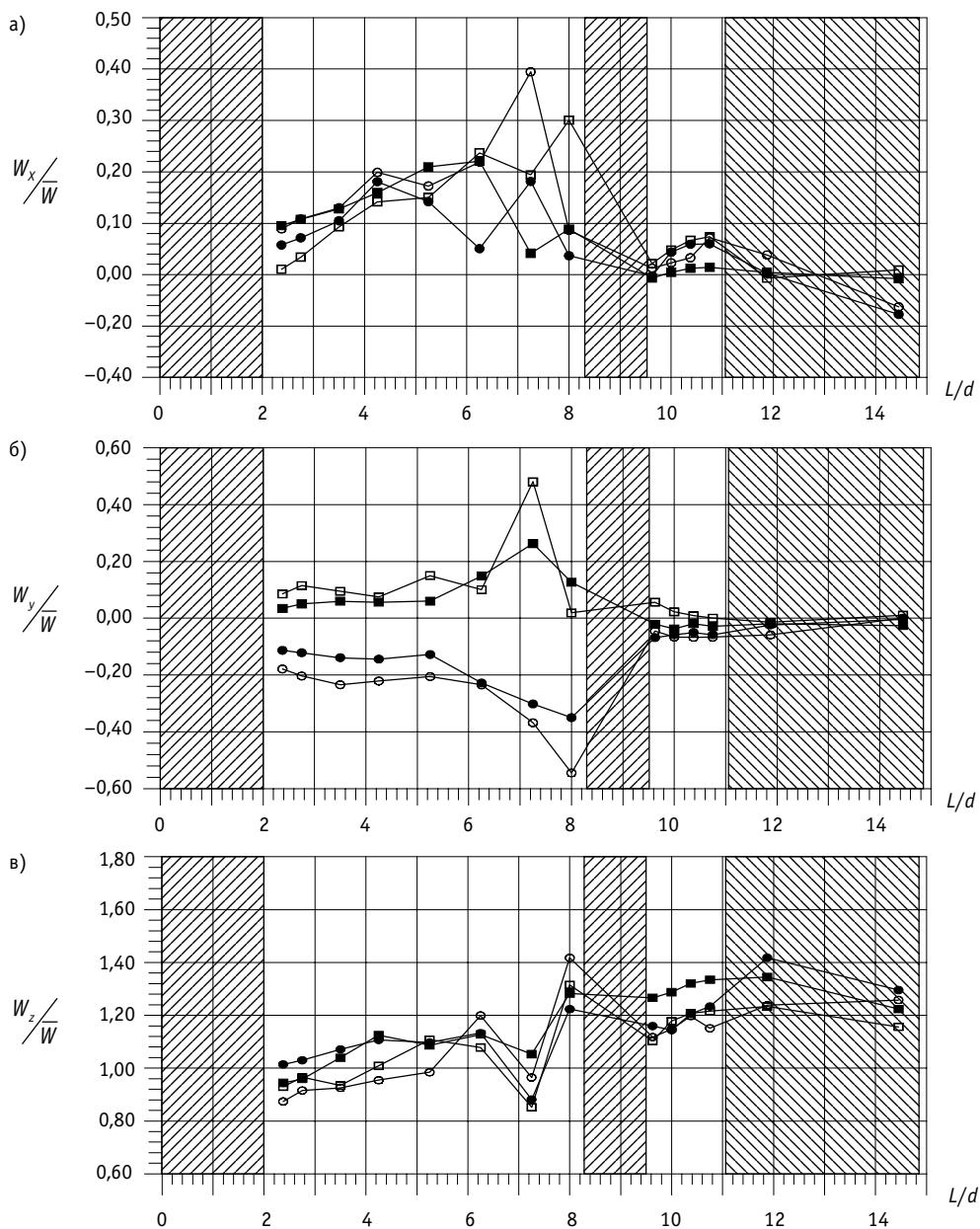


Рис. 6. Распределение относительных скоростей W_x/W , W_y/W и W_z/W для зон №17 и №18 при углах отгиба дефлектора 30 и 45° ($\bar{W} = 32,8$ м/с, $Re = 91530$): ● зона № 17, угол отгиба 30° ; ■ зона № 18, угол отгиба 30° ; ○ зона № 17, угол отгиба 45° ; □ зона № 18, угол отгиба 45°

4. Направление конвективных течений после перемешивающей решетки полностью определяется направлением и величиной угла отгиба дефлекторов перемешивающей решетки пояса ДР.

5. В областях, где отсутствуют турбулизирующие дефлекторы, поток теплоносителя носит осевой характер. К таким областям можно отнести течение теплоносителя в районе направляющего канала (рис. 7) и в межкассетном зазоре (рис. 8).

6. Экспериментально доказано, что уменьшение величины угла отгиба турбулизирующего дефлектора с 30 до 45° не приводит к изменению расхода теплоносителя через ячейки, прилежащие к направляющему каналу.

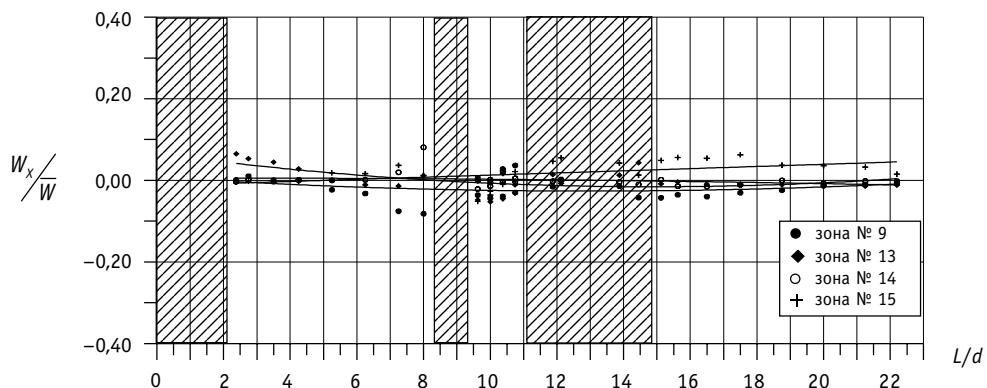


Рис. 7. Распределение относительной скорости $\frac{W_x}{W}$ в районе направляющего канала при гидравлическом сопротивлении пояса ДР с перемешивающей решеткой с $\xi_{ДР} = 1,0$ ($\bar{W} = 32,8$ м/с, $Re = 91530$)

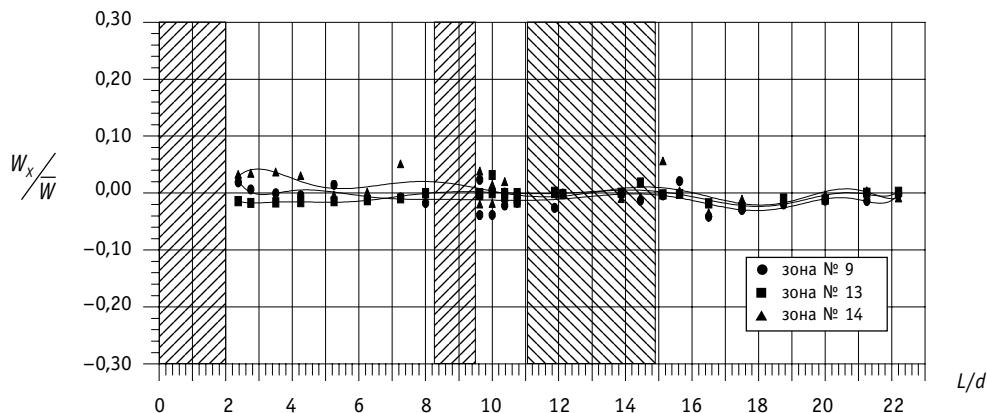


Рис. 8. Распределение относительной скорости $\frac{W_x}{W}$ для межкассетного зазора при гидравлическом сопротивлении пояса ДР с перемешивающей решеткой $\xi_{ДР} = 1,0$ ($\bar{W} = 32,8$ м/с, $Re = 91530$)

7. Проведены экспериментальные исследования влияния турбулизирующих дефлекторов на локальные поля скорости по периметру твэлов ТВСА-Т.

8. Показано, что максимальная величина относительных поперечных скоростей около твэлов за дефлекторами с углами отгиба 30° не превышает 25% от среднерасходной скорости потока и быстро уменьшается с удалением от перемешивающей решетки.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Проведены исследования и получены экспериментальные данные по локальным полям скорости в районе перемешивающей решетки пояса ДР с углами отгиба дефлекторов 30 и 45° и по периметру твэлов ТВСА-Т реактора ВВЭР-1000. Полученные экспериментальные данные позволили выявить особенности пространственно-турбулентного течения теплоносителя за перемешивающей решеткой пояса ДР ТВСА-Т.

2. Экспериментально исследованы поля скоростей в районе турбулизирующего дефлектора перемешивающей решетки. Показано, что величина поперечных составляющих абсолютной скорости может достигать 40–50% от среднерасходной скорости, что свидетельствует о наличии направленного конвективного течения теплоносителя за турбулизирующим дефлектором, которое способствует интенсивному перемешиванию теплоносителя непосредственно за перемешивающей решеткой.

3. Показано, что направление конвективных течений после перемешивающей решетки полностью определяется направлением и величиной угла отгиба дефлекторов перемешивающей решетки пояса ДР. В областях, где отсутствуют турбулизирующие дефлекторы, поток теплоносителя носит осевой характер.

4. Полученные результаты являются базой данных для уточнения гидродинамики потока теплоносителя ТВСА в целях уменьшения консерватизма при расчетах теплотехнической надежности активных зон с альтернативными ТВС с перемешивающими решетками.

Литература

1. Дмитриев С.М., Хробостов А.Е., Легчанов М.А. Особенности гидродинамики теплоносителя в ТВСА реакторов ВВЭР-1000 при использовании смесительных и двойных дистанционирующих решеток/Труды 4-ой научно-технической конф. «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». – Подольск, 2005. – С. 96-97.
2. Дмитриев С.М., Самойлов О.Б., Спиридонов Д.В., Хробостов А.Е. Экспериментальное исследование локальных полей скорости в центральной и периферийной частях ТВС альтернативной конструкции реактора ВВЭР-1000/Труды Третьей Российской национальной конф. по теплообмену (в 8 томах). – Т.1. – М.: МЭИ, 2002. – С. 174-177.
3. Сорокин Н.М., Самойлов О.Б., Дмитриев С.М., Хробостов А.Е., Легчанов М.А. Особенности гидродинамики альтернативных ТВС ВВЭР-1000 в районе направляющих каналов различной конструкции//ВАНТ. Сер.: Физика ядерных реакторов. – 2004. – Вып. 2. – С. 56-65.

Поступила в редакцию 21.08.2006

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОБОСНОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ФОРМИРОВАНИЯ ЛИТИЙ-ФЕРРИТНОЙ ПЛЕНКИ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ АЭС

В.П. Горбатых, С.О. Иванов

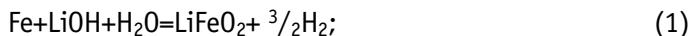
Московский энергетический институт (технический университет), г. Москва



Одной из актуальных проблем при эксплуатации парогенератора (ПГ) является предупреждение образования и управление скоростью роста дефектов, появляющихся на теплообменной поверхности (ТОТ) ПГ. Известно, что аустенитная сталь марки X18H10T, из которой изготовлены ТОТ, при параметрах второго контура склонна к хлорид-кислородному коррозионному растрескиванию (КР). Следовательно, уменьшение актов взаимодействия ионов хлора и кислорода, которые являются активаторами коррозии, со сталью должно привести к снижению КР. Этого можно добиться за счет введения во второй контур гидрооксида лития (LiOH). При этом на поверхности металла создается литий-ферритная пленка, которая пассивирует металл и является эффективным барьером на пути миграции как ионов, активирующих КР, так и ионов сплава.

Экспериментально установлено, что гидрооксид лития взаимодействует с чистой (без оксидов и отложений) поверхностью сплавов на основе железа в несколько стадий [1]:

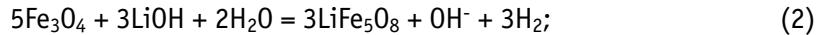
1 стадия – образование феррита лития и водорода при одновременном нарушении пассивного состояния сплава



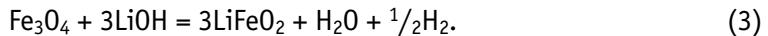
2 стадия – образование на поверхности металла покрытия из нерастворимого феррита лития;

3 стадия – формирование сплошного покрытия из Fe_3O_4 и LiFeO_2 , при этом скорость реакции 1-ой стадии становится минимальной; соотношение Li/Fe в покрытии зависит от концентрации лития в воде.

4 стадия – взаимодействие магнетита с гидрооксидом лития по одному из вариантов: при $C_{\text{LiOH}} < 1\%$ образуется LiFe_5O_8 по реакции



при $C_{\text{LiOH}} > 1\%$ образуется LiFeO_2 по реакции



По мере образования LiFeO_2 расходуется LiOH , концентрация которого падает до тех пор, пока не закончится формирование стабильной пленки Fe_3O_4 и скорость коррозии не станет минимальной. Аналогично (3) можно описать процесс взаимодействия Fe_2O_3 и LiOH . Образование разных комплексных соединений гидрооксида лития с металлом связано с расходованием части этого щелочного реагента на трансформацию магнетита. Сорбируясь на поверхности магнетитового кристалла в поре пленки, ион лития вызывает образование электрического поля, запирающего анодный ток. Скорость коррозии резко замедляется по причине нерастворимости пленки феррита лития в воде. Ферриты и ферраты лития, нерастворимы в воде в отличие от ферритов и ферратов натрия и калия (а также других щелочных металлов), имеют структуру керамики [2] и обладают высоким диффузионным сопротивлением на пути миграции водорода, кислорода, железа и других атомов и ионов [3]. В силу этого ферриты и ферраты лития обладают высокими защитными свойствами и снижают скорость процесса коррозии на несколько порядков (в том числе и КР). Таким образом, гидрооксид лития следует считать сильным пленкообразующим неорганическим ингибитором.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

На рис. 1. показана экспериментальная установка для проведения эксперимента при атмосферном давлении.

В эксперименте определялась устойчивость к КР в кипящем 40-процентном растворе MgCl_2 мартенситной стали марки X12M [4] в режиме микродозировок $\text{LiOH} \times \text{H}_2\text{O}$. Предварительно все 200 стальных образцов $5 \times 40 \times 0,1$ мм подверглись автоклавированию в течение 300 ч при температуре 20°C и атмосферном давлении, но в разных средах: 100 в водном 1-процентном растворе LiOH ; 100 в дистилляте. В 50-ти образцах каждой сотни были созданы механические напряжения путем U-образного изгиба. После автоклавирования образцы помещались в кассету, состоящую из двух горизонтальных перфорированных пластин-«горизонтов», которые крепятся на фиксаторах из фторопласта-4Б. Номера горизонтов снизу вверх 1–1; 1–2 (первая цифра – номер кассеты, вторая – номер горизонта). На каждом горизонте устанавливается $N_{\text{исп}} = 50$ образцов. Горизонт: 1–1 – образцы не напряженные; 1–2 – образцы напряженные, подвергнутые автоклавированию в водном 1-процентном растворе LiOH ; 2–1 – образцы не напряженные; 2–2 – образцы напряженные, подвергнутые автоклавированию в дистиллированной воде. В рабочую камеру – кварцевый стакан, помещенный над обогревательным прибором, заливается коррозионная среда и доводится до температуры 136°C. Каждые 60 мин визуально снимаются показания о количестве разрушенных образцов и заносятся в таблицу. Через каждые 10 ч наблюдений (данный период взят на основе данных, приведенных в работах [5, 6]), для восстановления пленки образцы кассеты № 1 ставятся в 1-процентный раствор LiOH , образцы

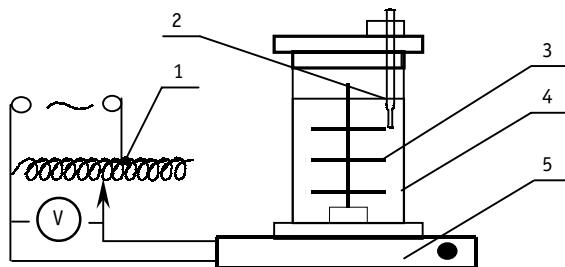


Рис. 1. Схема экспериментальной установки: 1 – автотрансформатор; 2 – термометр; 3 – держатель образцов; 4 – стакан кварцевый; 5 – электронагреватель

кассеты № 2 в дистиллированную воду. Косвенным признаком протекания реакции восстановления пленки служило уменьшение концентрации LiOH в исходном растворе, определяемое по тарировочной кривой [6].

Длительность эксперимента 700 ч, после завершения наблюдения на горизонте 2–1 осталось 22 образца, на 1–1 осталось 50 (отсутствует разрушение образцов). На горизонтах 2–2 и 1–2 к моменту окончания эксперимента не осталось неразрушенных образцов. Образцов с зародышами трещин на момент окончания наблюдений на горизонте 2–1, 1–1 не было.

Известно, что на окисленной или загрязненной отложениями поверхности LiOH в первую очередь расходуется на взаимодействие с магнетитом, а затем идет формирование покрытия комбинированного состава ферритов лития и магнетита. Наличие эксплуатационных отложений на ТОТ ПГ АЭС с ВВЭР будет тормозить процесс образования сплошного покрытия из феррита лития. Состояние поверхности металла ТОТ ПГ АЭС с ВВЭР при эксплуатации обусловило проведение еще одного эксперимента при параметрах выше атмосферного. В эксперименте определялась устойчивость к КР в 40-процентном высокотемпературном растворе $MgCl_2$ austenитной стали марки 08Х18Н10Т в режиме микродозировок $LiOH \times H_2O$ с учетом формирования защитной пленки на загрязненной поверхности.

Предварительно 30 стальных образцов $50 \times 10 \times 0,5$ мм подверглись автоклавированию в течение 400 ч при температуре 80°C и атмосферном давлении, но в разных средах: серия 1–20 образцов в водном 1-процентном растворе LiOH; серия 2–10 образцов в дистилляте. Перед автоклавированием в половине образцов из каждой партии были созданы механические напряжения путем U-образного изгиба. Эксперимент был проведен на установках кафедры АЭС МЭИ (ТУ).

Специально для проведения ускоренных коррозионных испытаний в коррозионно-активных средах (КАС) была подвергнута модернизации рабочая камера стенда (рис. 2). Для предотвращения соприкосновения КАС непосредственно с материалом рабочей камеры была изготовлена капсула (во избежание опасности преждевременного разрушения самой установки вследствие КР ее элементов под одновременным воздействием агрессивных среды, повышенной температуры и механических напряжений, определяющих интенсивность КР).

Было также использовано приспособление, препятствующее контакту КАС, вводимой в капсулу, с водной средой камеры термостата. Автоклавированные образцы закреплялись на держателе (7), капсула (6) заполнялась 40-процентным водным раствором $MgCl_2$. Перекрывался вентиль дренажа (9), и рабочая камера (5) термостата заливалась дистиллированной водой, в наполненную камеру помещается заполненная капсулой с образцами (8). Устанавливалась термопара (1) вместе с крышкой (3) и закреплялся верхний фланец (2). Стенд разогревался до температуры 150°C при давлении $P = 0,5$ МПа.

После первой наработки (45 ч) образцы обеих серий подверглись повторному автоклавированию в водном 1-процентном растворе LiOH. Через каждые 13 ч после первого осмотра фиксировались показания о количестве разрушенных образцов и заносились в табл. 1, а также производилось восстановление пленки в режиме микродозирования LiOH.

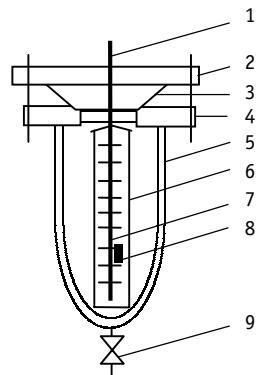


Рис. 2. Схема рабочей камеры (термостата) статического коррозионного стенда:
1 – термопара; 2 – фланец верхний; 3 – крышка;
4 – фланец нижний; 5 – корпус; 6 – капсула;
7 – держатель образцов;
8 – образец;
9 – вентиль дренажа

Таблица 1

**Экспозиция разрушения
образцов в 40-процентном растворе
 $MgCl_2$**

Номер образца	Время разрушений, ч	
	Серия 1	Серия2
1	315	315
2	315	315
3	315	342
4	315	342
5	315	342
6	315	342
7	315	342
8	342	385
9	385	385
10	430	
11	430	
12	430	
13	541	
14	678	
15	807	

Через 1000 ч эксперимента из серии 1 не разрушилось 5 образцов, из серии 2 – 1 образец.

Наблюдения проводились по плану $[NUT]$, где N – количество объектов, предназначенных для наблюдения, U – отсутствие замены или восстановления отказавших объектов, T – наблюдения заканчиваются по истечении фиксированного интервала времени. Выборка содержит полные и неполные наработки, причем все неполные наработки равны друг другу и наблюдение за объектами прекращается в какой-то момент времени. К моменту окончания наблюдений часть объектов отказала, другая часть продолжает работать, но неизвестно как долго эти объекты проработают без отказа. Для математической обработки были применены непараметрические методы, т.к. нет необходимости аналитического описания закона распределения (это сделано в соответствии со следствием 1 центральной предельной теоремы [7] и ГОСТ [8]). В расчете был использован метод множительной оценки для определения вероятности безотказной работы и эмпирической функции распределения наработки до отказа, которые вычисляются по соотношениям:

$$p^*(t_i) = \prod_{t_j \leq t_i} \left[1 - \frac{1}{N_j + 1} \right] \quad (4)$$

$$F_N(t_i) = 1 - p^*(t_i), \quad (5)$$

где N_j – количество работоспособных объектов после отказа при наработке t_i .

Точечная оценка вероятности безотказной работы за наработку t ($t < t_r$, где t_r – наработка до отказа) определялась с помощью линейной интерполяции значения эмпирической функции распределения наработки до отказа.

$$p^*(t) = d p^*(t_v) + (1-d) p^*(t_{v-1}), \quad (6)$$

где t_v и t_{v-1} – наработки до отказа, между которыми лежит наработка t ,

$$d = \frac{t - t_{v-1}}{t_v - t_{v-1}}. \quad (7)$$

Для цензурированных слева выборок [9–11] была получена нижняя граница средней наработки до отказа по формуле

$$T_0 = \mu_1(t) = \sum_{i=1}^r t_i [F_N(t_i) - F_N(t_{i-1})] + [1 - F_N(t_r)] \times Z, \quad (8)$$

где $Z = \max(t_r, \tau_r)$; $t_0 = 0$.

Оценена вероятность безотказной работы $p^*(t)$ для значений наработок t , равных математическому ожиданию. Математическое ожидание определяется по формуле [12]:

$$\mu_1 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i. \quad (9)$$

Выборочное значение второго центрального момента определено по формуле:

$$\bar{\mu}_2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (x_i - \mu_1)^2 \quad (10)$$

Вычисления по формуле (10) дают состоятельную, но смещенную оценку второго момента. Несмещенной и состоятельной будет оценка

$$\mu_2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \mu_1)^2. \quad (11)$$

Использованные подходы к обработке экспериментальных данных позволили получить несмещенные, состоятельные, асимптотически нормальные оценки значений функции распределения наработок образцов до отказа.

Для горизонта 1–2: $T_0 = 79$; $\mu_2 = 54$; $p^*(\mu_2) = 0,4$; для горизонта 2–2: $T_0 = 8$; $\mu_2 = 3,7$; $p^*(\mu_2) = 0,86$. Для серии 1: $T_0 = 706$; $\mu_2 = 562$; $p^*(\mu_2) = 0,59$; для серии 2: $T_0 = 570$; $\mu_2 = 346$; $p^*(\mu_2) = 0,64$.

Коэффициент увеличения времени до разрушения напряженных образцов, подвергнутых режиму «микродозировки», по сравнению с образцами без режима «микродозирования» LiOH:

- по времени до разрушения первых образцов для горизонтов 1–2/2–2:

$$k^1 = \frac{t_1^{1-2}}{t_1^{2-2}} = \frac{180}{4} = 45;$$

- по времени, представленным математическим ожиданием, для горизонтов 1–2/2–2:

$$k^1 = \frac{\mu_2^{1-2}}{\mu_2^{2-2}} = \frac{54}{3,7} = 14,6;$$

- по средней наработке образцов до отказа для горизонтов 1–2/2–2:

$$k^1 = \frac{T_0^{1-2}}{T_0^{2-2}} = \frac{79}{8} = 9,8.$$

Коэффициент увеличения времени до разрушения образцов, подвергнутых режиму «микродозировки», с предварительно сформированной пленкой к образцам без предварительной обработки LiOH:

- по времени до разрушения первых образцов для серий 1/2:

$$k^2 = \frac{t_1^1}{t_1^2} = \frac{315}{315} = 1;$$

- по времени, представленным математическим ожиданием, для серий 1/2:

$$k^2 = \frac{\mu_1^1}{\mu_1^2} = \frac{562}{346} = 1,6 ;$$

- по средней наработке образцов до отказа для серий 1/2:

$$k^2 = \frac{T_0^1}{T_0^2} = \frac{706}{570} = 1,3 .$$

Существенное увеличение наработки до первого отказа (в 45 раз), а средней наработки до отказа (в 9,8 раза) подтверждает эффективность технологического режима «микродозировок» LiOH. Схожесть экспозиций до разрушения в эксперименте, проведенном при давлении выше атмосферного, показывает, что защитная пленка начинает формироваться при начале микродозировок LiOH, однако эффективность применения этого технологического приема заметно слабее и составляет всего 1,3 раза по приращению среднестатистической наработки до отказа.

ВЫВОДЫ

На основе проведенных исследований можно рекомендовать:

1. Проведение «мокрой» консервации оборудования второго контура АЭС в стояночном режиме в растворе LiOH для создания защитной пленки от коррозионных повреждений при $10 < \text{pH} < 10,5$.

2. Проводить после удаления отложений с ТОТ ПГ (химической промывки) дополнительный этап нейтрализации сорбированных остатков моющих композиций и этап восстановления пассивного состояния металла посредством формирования литий-ферритной защитной пленки.

3. Поддерживать сплошность пленки во время эксплуатации путем коррекционной обработки питательной воды раствором LiOH (микродозировкой) для поддержания $\text{pH}=9,3 \pm 0,3$ и полным замещением аммиака.

Предлагаемые мероприятия будут способствовать увеличению наработки до первого отказа кратно 45, а средней наработки до отказа в 9,8 раза.

Литература

1. Кригер Э.М., Третьяков Ю.Д. Исследование реакций, ведущих к образованию литиевого или литий-натриевого ферритов: Физика и химия ферритов: – М.: МГУ, 1973.– С. 256-268.
2. Архаров В.И., Самойленко З.А., Пащенко В.П. // Неорганические материалы. – 1993. – Т. 29. – Вып. 6. – С. 827-832.
3. Тимашев С.Ф. О механизме действия ингибиторов коррозии.// Защита металлов. – 1980. – Т. 16. – № 2. – С. 176-180.
4. Машиностроение. Энциклопедический справочник (разд. 2 «Материалы машиностроения»). – М., 1947. – Т. 3.
5. Разработка водохимического режима оборудования контуров АЭС с ВВЭР. Исследование влияния литийсодержащих водных сред на коррозионное поведение сталей различного класса: Отчет о НИР (заключительный, № 1)/МЭИ – кафедра АЭС; № ГР 01970000717; № Т 1075960. – М., 1998. – 38 с.
6. Дубар А. Коррозионная усталость трубных пучков парогенераторов АЭС с ВВЭР: Автореф. дис. канд. техн. наук. – М., 2002. – 20 с.
7. Болотин В.В. Ресурс машин и конструкций. – М.: Машиностроение, 1990. – 448 с.
8. ГОСТ 27.201-81 Надежность в технике. Оценка показателей надежности при малом числе наблюдений с использованием дополнительной информации.
9. Надежность и эффективность в технике: Справочник (в 10 т.). – Т.6. Экспериментальная обработка и испытания. – М.: Машиностроение, 1989. – 415с.

10. Севецов Н.А. Надежность сложных систем в эксплуатации и обработке. – М.: Высшая школа, 1989. – 154 с.

11. Скрипник В.М., Назин А.Е. Оценка надежности технических систем по цензурированным выборкам. – Минск: Наука и техника, 1981. – 144 с.

12. Гмурман В.Е. Теория вероятностей и математическая статистика. – М.: Высшая школа, 1999. – 384 с.

Поступила в редакцию 4.09.2006

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ МЕТОДИКИ ИССЛЕДОВАНИЯ ЛОКАЛЬНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ПАРОВОДЯНЫХ ПОТОКОВ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ*

П.Л. Кириллов, Ю.Д. Левченко, Ю.Ю. Штейн, Р.В. Шумский
ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск



В работе изложены методики, позволяющие исследовать локальные характеристики пароводяных потоков высокого давления: распределение истинного объемного паросодержания по сечению парогенерирующего канала, линейные и массовые скорости фаз, толщины и структуры пленки жидкости на стенке и касательные напряжения. Все методики применены к развитым дисперсно-кольцевым пароводяным потокам при давлениях до 14 МПа. Разработаны и испытаны измерительные устройства для реализации этих методик.

ВВЕДЕНИЕ

Гидродинамика двухфазных потоков и теплообмен в них в значительной степени определяются взаимодействием между фазами, характером распределения скоростей фаз и истинного объемного паросодержания по сечению канала. Эти характеристики являются основой для создания теории и понимания явлений, связанных с внутренней структурой потоков.

К числу важных характеристик двухфазного потока можно отнести значения истинного объемного паросодержания, играющего особенную роль не только в общих гидродинамических процессах, но и в физике ядерных реакторов, влияя на коэффициент реактивности. Например, динамическое взаимодействие роликовых волн пленки жидкости на стенке канала с пароводяным ядром потока в значительной степени определяет распределение фаз и их скоростей по сечению канала.

Большое количество работ посвящено изучению структуры газожидкостных и пароводяных потоков. В основном они относятся либо к низким давлениям, либо охватывают ограниченный диапазон параметров. Ясно, что такие результаты не могут безоговорочно переноситься на пароводяные потоки высокого давления. Анализ существующих методов исследования подробно представлен в [1]. На основе этого анализа были выбраны методики, наиболее пригодные, по мнению авторов, для исследований пароводяных потоков высокого давления.

В данной работе для измерения истинного объемного паросодержания выбран часто использовавшийся известный метод γ -просвечивания парогенерирующего ка-

© П.Л. Кириллов, Ю.Д. Левченко, Ю.Ю. Штейн, Р.В. Шумский, 2006

* Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (проект РФФИ № 05-08-65401).

нала. Для изучения структуры пленки жидкости на стенке канала применен традиционный электроконтактный метод. Для исследования распределения фаз и их скоростей по сечению использован метод изокинетического пробоотбора. Он был успешно применен для изучения двухкомпонентных смесей вода-аргон и спирт-аргон в трубе внутренним диаметром 25 мм при давлениях до 2.2 МПа в работе [2] и является, по мнению авторов, практически эксклюзивным методом получения данных о локальной структуре пароводяных потоков высокого давления. Поскольку при измерениях в пароводяных потоках в отличие от двухкомпонентных, имеют место фазовые переходы, искажающие истинный фазовый состав отобранной двухфазной смеси, в настоящей работе использовался усовершенствованный изокинетический зонд, оснащенный адиабатным сепаратором фаз.

Важным интегральным параметром пароводяных потоков является гидравлическое сопротивление, особенно его часть, относящаяся к потерям давления на трение. Традиционно они определялись по измеренному полному перепаду давления на некоторой длине за вычетом потерь давления на ускорение потока (за счет роста массового паросодержания) и гидростатической (нивелирной) составляющей. Эти составляющие приходилось рассчитывать либо, используя данные по истинному объемному паросодержанию, которые обычно брались из других публикаций, либо с привлечением различных допущений и предположений, не всегда обоснованных или не вполне подтвержденных экспериментально.

Прямое измерение трения на стенке канала является предпочтительным. Авторам неизвестны какие-либо методы, пригодные для измерения касательных напряжений трения в пароводяных потоках высокого давления, и выбор был сделан в пользу методики, проверенной в опытах с газожидкостными потоками [3]. Этот метод позволяет получить, независимо от других, значения среднего по сечению истинного объемного паросодержания. Расчет среднего по сечению истинного объемного паросодержания на основе данных, полученных методом изокинетического пробоотбора и с помощью τ -метра в совокупности с методом γ -просвечивания рабочего участка, при их сопоставлении позволяют получить наиболее достоверные данные.

МЕТОДИКИ ИССЛЕДОВАНИЯ ПОТОКОВ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ

Истинное объемное паросодержание

Для измерения истинного объемного паросодержания используется метод сканирования канала по хордам узким плоскопараллельным пучком γ -излучения. Регистрируется его интенсивность в зависимости от положения луча относительно оси рабочего участка. При этом луч перемещается от одной стенки рабочего участка к другой. Перед началом экспериментов на пароводяном потоке осуществляется сканирование порожнего рабочего участка (заполненного воздухом – интенсивность I''), затем заполненного водой при некоторой температуре t (интенсивность I'). Это несколько усложняет последующий расчет истинного объемного паросодержания, но при высоких давлениях невозможно осуществить просвечивание канала, заполненного только паром при рабочем давлении, либо только водой при температуре насыщения. После этого сканируется рабочий участок при течении в нем пароводяного потока с заданной массовой скоростью и массовым паросодержанием (интенсивность I_{cm}). При этом полагается, что поглощение излучения в воздухе при нормальном давлении пренебрежимо мало по сравнению с таковым для пара высокого давления.

На основании полученных интенсивностей излучения вдоль хорды, находящейся на расстоянии $\xi = r/R$ от центра рабочего участка, рассчитывается среднее вдоль этой хорды истинное объемное паросодержание по соотношению:

$$\bar{\varphi}(\xi) = \frac{\rho_t}{\rho' - \rho''} \frac{\ln \frac{I_{cm}}{I'}}{\ln \frac{I''}{I'}} - \frac{\rho_t - \rho'}{\rho' - \rho''}. \quad (1)$$

После чего интегрированием определяется среднее по сечению истинное объемное паросодержание, полученное методом γ -просвечивания:

$$\bar{\varphi}_\gamma = \frac{4}{\pi} \int_0^1 \sqrt{1 - \xi^2} \bar{\varphi}(\xi) d\xi. \quad (2)$$

Толщина пленки жидкости на стенке канала

Электроконтактный метод использовался в [4, 5]. Принцип его основан на определении зависимости скорости счета импульсов, возникающих при касании контактной иглой пленки жидкости на стенке или ее части от расстояния до стенки. При волновой структуре пленки таким способом можно определить две величины: амплитуду волн на ее поверхности δ_{rp} (высоту гребней роликовых волн) и толщину сплошного подслоя во впадинах между волнами δ_{min} . Таким образом, пленку жидкости в общем виде можно представить, как состоящую из непрерывного жидкого подслоя δ_{min} и возмущенного слоя ($\delta_{rp} - \delta_{min}$). При такой структуре пленки понятие средней ее толщины является весьма условным, и у разных авторов ее трактовка различна. Чаще всего за среднюю толщину пленки принимают такое расстояние от стенки, на котором длительность контакта иглы с пленкой составляет половину измерительного временного интервала [6, 7]. Полезным является также предложенное в [4] понятие среднеинтегральной толщины пленки δ_{int} , основанное на предположении о постоянстве фазовой скорости по высоте волны в точках измерения. Эта величина получается как интеграл от статистического профиля скорости счета.

К недостаткам метода можно было бы отнести отмеченный в опытах с газожидкостными потоками гистерезис и возмущение потока иглой, но проведенное в [8] со-поставление результатов измерения толщин стекающих пленок методом контактной иглы с результатами измерений электрического сопротивления и скоростной киносъемкой показало надежность метода контактной иглы. В частности, скоростная киносъемка позволила провести наблюдение за контактным гистерезисом и установить малое влияние этого эффекта на результаты измерений. Поэтому можно полагать, что в пароводяном потоке высокого давления это явление будет еще более незначительным из-за уменьшения коэффициента поверхностного натяжения воды.

Блок-схема этого метода, которая используется в настоящем исследовании, приведена на рис. 1. Схема работает на переменном токе звуковой частоты ($f = 1$ кГц) во избежание поляризации электродов. В этой схеме в каждом положении иглы относительно стенки регулировкой усиления достигается нормализация амплитуды выходного сигнала U_{max} , контролируемой на экране осциллографа. Регистрируется скорость счета импульсов в диапа-

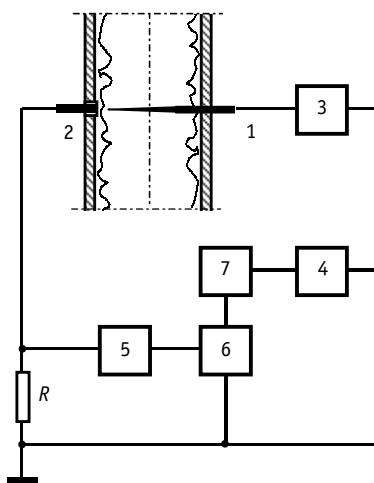


Рис. 1. Измерительная блок-схема электроконтактного зонда: 1 – игла; 2 – электрод; 3 – генератор 34; 4 – счетчик; 5 – фильтр частотный; 6 – осциллограф С1-18; 7 – блок согласующий; R – резистор нагрузочный

зоне амплитуд от порога срабатывания схемы до U_{\max} .

По зависимости скорости счета импульсов от расстояния иглы от стенки делается заключение о той или иной геометрической характеристике пленки.

Исследование распределения фаз по сечению методом изокинетического пробоотбора

Методика изокинетического пробоотбора [1] основана на измерении профиля динамического давления двухфазной смеси $P_{\text{дин}}$ при отсутствии пробоотбора (при этом зонд действует, как обычная трубка Пито) и измерении профилей массовых расходов жидкой и газовой фаз через зонд. При этом должна соблюдаться изокинетичность отбора, т.е. отсутствие каких-либо искажений потока, вносимых зондом. Для контроля изокинетичности отбора вблизи входа в трубку Пито имеется отверстие, через которое осуществляется контроль разности давлений на входе в зонд и на стенке канала.

Комплекс этих двух измерений позволяет выполнить расчет профилей линейных скоростей фаз и распределения истинного объемного газосодержания. Используются следующие соотношения, связывающие перечисленные выше параметры:

$$P_{\text{дин}} = \frac{c''W'^2\varphi^2}{2} + \frac{c'W'^2(1-\varphi^2)}{2}, \quad (3)$$

$$G' = \rho'W'(1-\varphi), \quad (4)$$

$$G'' = \rho''W''\varphi. \quad (5)$$

Здесь G' и G'' – приведенные массовые скорости фаз, т.е. отношения измеренных расходов жидкости и газа через зонд к его поперечному сечению.

Соотношение (3) получено в [2] на основе анализа уравнений количества движения для двухфазного потока. Отсюда следуют расчетные соотношения для истинного объемного паросодержания и линейных скоростей фаз:

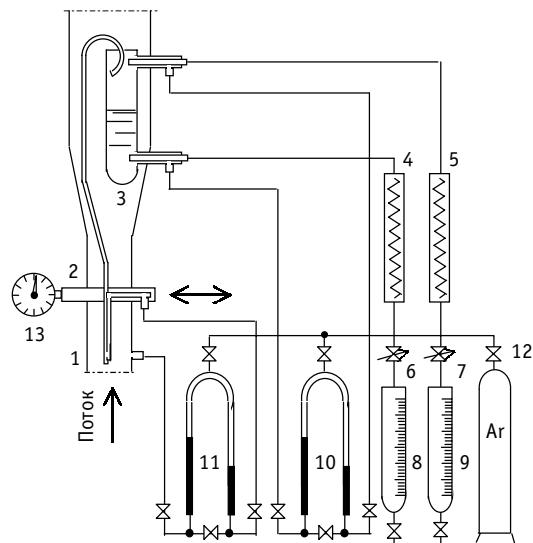


Рис. 2. Измерительная схема изокинетического зонда:
1 – рабочий элемент; 2 – шток перемещения;
3 – сепаратор фаз; 4, 5 – холодильники; 6, 7 – вентили тонкой регулировки; 8, 9 – мензурки; 10, 11 – манометры дифференциальные жидкостные (вода-argon);
12 – баллон с аргоном; 13 – индикатор перемещения зонда

$$\varphi = \frac{2\rho'\rho''P_{\text{дин}} - \rho''G'^2 - \rho'G''^2}{2\rho'\rho''P_{\text{дин}} + \rho''G'^2 - \rho'G''^2}, \quad (6)$$

$$W' = \frac{G'}{\rho'(1-\varphi)}, \quad (7)$$

$$W'' = \frac{G''}{\rho''\varphi}. \quad (8)$$

Если речь идет о пароводяном потоке высокого давления, то, в отличие от двухкомпонентного потока, при отборе его изокинетическим зондом неизбежно происходит изменение фазового состава отобранной пробы. Поэтому наиболее надежной для пароводяного потока представляется методика изокинетического пробоотбора с сепарацией фаз, представленная схематически на рис. 2.

При закрытых вентилях отбора 6, 7 с помощью дифманометра 11 измеря-

ется динамическое давление потока. При открытых вентилях 6 и 7 отбираемая через зонд пароводяная смесь поступает в верхнюю часть сепаратора, который омывается самим потоком, что позволяет избежать фазовых переходов в отобранный двухфазной смеси. Регулировкой устанавливается такая скорость отбора пара из верхней части сепаратора вентилем 7, чтобы давление на входе в зонд было равно статическому давлению в канале. При этом обеспечивается условие изокинетичности отбора, т.е. зонд не оказывает влияния на набегающий поток на входе. Контроль изокинетичности отбора осуществляется также по дифманометру 11.

Отбор воды осуществляется из нижней части сепаратора, причем таким образом, чтобы уровень ее в сепараторе был, по возможности, постоянным (во время измерения) и не находился выше или вблизи уровня расположения отборника пара и ниже уровня отбора воды, поскольку при нарушении этих условий возможен захват воды в отборник пара в первом случае, или захват пара в отборник воды, что приведет к значительному искажению результатов измерения. Уровень воды в сепараторе отслеживается по дифманометру 10. Отобранные пар и вода поступают в холодильники 4 и 5, после которых их расходы измеряются мензурками 8 и 9 соответственно.

Адекватность измеренных зондом расходов фаз можно оценить из результатов сравнения суммарных массовых скоростей фаз, полученных интегрированием профилей G' и G'' с массовой скоростью потока по показаниям расходомера.

Измерение касательных напряжений

Метод подвижного элемента канала позволяет непосредственно измерить силу трения со стороны потока на его стенке. Идея метода состоит в том, что на подвижный элемент действует такая же сила трения со стороны потока, как и на стенку канала такой же длины.

Рассмотрим силы, действующие на подвижный элемент в адиабатном восходящем потоке на измерительной схеме, представленной на рис. 3:

- вес подвижного элемента mg ;
- сила, обусловленная полным перепадом давления потока на его длине, за счет разности давлений на торцах:

$$F_{\Delta P} = \frac{\pi g l}{4H} (D_1^2 - D_2^2) \times \\ \times [\Delta h_{\text{ман}}^{\Delta P} (\rho_{\text{ман}} - \rho_{\text{Ar}}) + H \rho_{\text{ман}}]; \quad (9)$$

- сила, обусловленная действием касательных напряжений (сила трения) $F_t = \pi D l \tau$.

Если силы воздействия потока на подвижный элемент при заданных давлениях, массовой скорости и паросодержании недостаточно или избыточно для его уравновешивания, необходимо приложить к нему дополнительную балансировочную (уравновешивающую) силу $\pm F_{\text{бал}}$. Для создания такой силы на наружной поверхности подвижного элемента (в его середине) выполнен выступ (скобка), позволяющий разде-

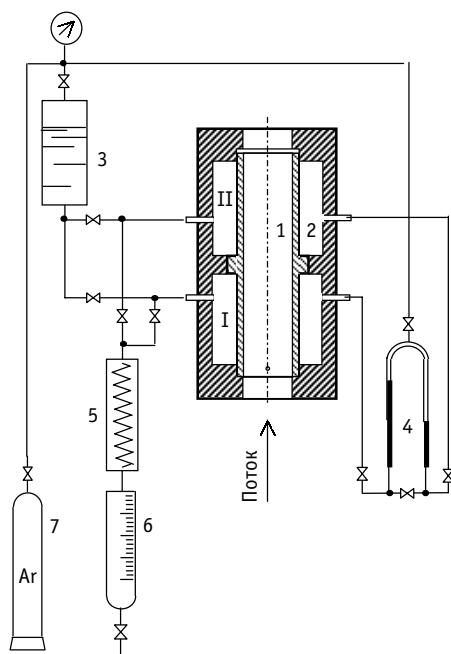


Рис. 3. Схема измерения касательных напряжений:
1 – элемент подвижный; 2 – корпус; 3 – емкость с водой; 4 – манометр дифференциальный; 5 – холодильник; 6 – мензурка; 7 – баллон с аргоном; I, II – соответственно нижняя и верхняя камеры (τ -метра)

лить полость между подвижным элементом и корпусом на две камеры – I и II. Уравновешивающую силу можно получить созданием некоторого перепада давления между этими камерами τ-метра при подаче небольшого расхода воды в камеру I или при отборе воды из камеры II (или наоборот, если подвижный элемент под воздействием потока находится в верхнем положении), и действует она на выступ (скобку) в середине наружной поверхности подвижного элемента. Эту силу можно выразить как

$$F_{\text{бал}} = \frac{\pi g}{4} (D_2^2 - D_1^2) [\Delta h_{\text{ман}} (\rho_{\text{ман}} - \rho_{\text{Ar}}) - h_{\text{ск}} \rho']. \quad (10)$$

Последний член в (10) есть не что иное, как Архимедова сила, действующая на скобку подвижного элемента в воде в камерах датчика, имеющей практически температуру насыщения.

Уравнение баланса сил при уравновешивании подвижного элемента имеет вид:

$$mg - F_\tau - F_{\Delta P} \pm F_{\text{бал}} = 0, \quad (11)$$

и значение τ вычисляется из соотношений (9)–(11).

Эксперименты по измерению τ в адиабатном потоке позволяют вычислить также и истинное объемное паросодержание. Если пренебречь потерями давления на ускорение потока (при адиабатном течении это допустимо), то на основе измеренных полных гидравлических потерь давления и значений касательного напряжения можно вычислить среднюю плотность пароводяной смеси

$$\bar{\rho}_{\text{см}} = \frac{1}{g} \left(\frac{\Delta P}{\Delta L} \right)_{\text{полн}} - \frac{4\tau}{dg}, \quad (12)$$

и соответственно среднее истинное объемное паросодержание, полученное на основе измерений касательного напряжения:

$$\bar{\Phi}_\tau = \frac{\rho' - \bar{\rho}_{\text{см}}}{\rho' - \rho''}. \quad (13)$$

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОБОРУДОВАНИЕ

Экспериментальные исследования проводились на замкнутом контуре, специально спроектированном для проведения работ при высоких давлениях. Основными элементами контура были циркуляционный центробежный насос ЦН-602, подпиточный насос Т-4А, конденсатор, холодильники, система компенсаторов давления. В качестве рабочего участка использовалась труба из нержавеющей стали внутренним диаметром 17 или 13 мм и длиной 8 м. Обогрев рабочего участка осуществлялся посредством прямого пропускания через него переменного электрического тока. Суммарная электрическая мощность предварительных нагревателей и рабочего участка составляла ~550 кВт. С помощью перемещаемых по длине рабочего участка токоподводов имелась возможность изменять как длину зоны обогрева, так и ее расстояние до выхода, где располагались измерительные устройства, для определения влияния длины адиабатного участка на исследуемые параметры течения.

Измерительные устройства – изокинетический зонд, электрический зонд сопротивления и измеритель касательных напряжений (τ-метр) – были смонтированы на выходе из рабочего участка. Установка для γ-просвечивания позволяла проводить исследования как по высоте рабочего участка, так и по его сечению. Для измерения полных гидравлических потерь давления были предусмотрены отборники давления с расстоянием между ними 1 м, подсоединеные к жидкостному дифманометру и к датчикам перепада давления типа «САПФИР-22ДД».

В качестве теплоносителя использовалась дистиллированная вода, расход которой с точностью до 2% измерялся комплексом, состоящим из турбинного расходометра типа ТДР-10, преобразователя частота/напряжение и цифрового вольтметра.

Температура по циркуляционному контуру измерялась хромель-алюмелевыми термопарами с точностью $\pm 0.5^{\circ}\text{C}$.

ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ УСТРОЙСТВА

Установка для γ -просвечивания

Установка сконструирована в традиционном для подобных исследований стиле, неоднократно использовавшемся многими исследователями. В качестве источника излучения использовался изотоп Тm-170 с энергией излучения ~ 63 кэВ, в качестве детектора – сцинтилляционный счетчик на основе кристалла NaJ(Tl) и фотоумножителя ФЭУ-93, помещенные в блоки со свинцовой защитой, обеспечивающие получение коллимированного узкого плоскопараллельного пучка излучения толщиной ~ 0.5 мм и высотой 12 мм. Источник излучения и детектор были смонтированы на подвижной платформе, позволяющей проводить сканирование рабочего участка как по его радиусу, так и в различных положениях по высоте от входа в зону обогрева до выхода из нее. В целях стабилизации теплового режима работы фотоумножителя и сцинтиллятора блок детектора был снабжен рубашкой охлаждения, омываемой проточной водой.

Сигнал с выхода фотоумножителя после предварительного усиления и нормализации поступал на амплитудный анализатор, а с него на интенсиметр, выходное напряжение которого регистрировалось самопищущим потенциометром.

Установкой ширины окна пропускания анализатора и его положения на статистической кривой спектра можно было в процессе калибровочных экспериментов подобрать диапазон амплитуд импульсов, при котором чувствительность метода (отношение интенсивностей излучения на воде и воздухе) была наибольшей. Это было необходимо вследствие сильного ослабления мягкой части спектра излучения стенками трубы и, как результат, значительной потери чувствительности и соответственно точности метода.

Электроконтактный зонд для измерения толщины пленки

С конструктивной точки зрения электроконтактный зонд особых отличий от прототипов не имел, в силу этого его описание в данной работе не представлено. Конструктивные доработки касались лишь использования его при высоких давлениях и температурах.

Основным элементом этого зонда служила перемещающаяся с помощью винтового механизма игла. Игла была изготовлена из сплава вольфрама с ниобием (ВН2) и покрыта путем напыления на плазменной установке изолирующим слоем оксида алюминия с последующим его отжигом. Она фиксировалась и уплотнялась в специальной головке с помощью набора тонких чередующихся прокладок из фторопласта и паронита. Перемещение иглы осуществлялось вручную с отсчетом ее положения по индикатору часового типа с точностью ± 0.01 мм.

Настенный электрод представлял собой металлический стержень диаметром 2.5 мм, изолированный от стенки втулкой из талькохлорита и также с соответствующим уплотнением. Данная конструкция зонда позволила уверенно проводить исследования пленки при давлениях до 14 МПа.

Изокинетический пробоотборник

Устройство изокинетического пробоотборника показано на рис. 4. Рабочий элемент зонда является трубка Пито, изготовленная из капилляра внутренним диаметром 1 мм, которая перемещается по диаметру канала с помощью штока перемещения, расположенного в корпусе и связанного с приводным сервомеханизмом. Вблизи входа в трубку Пито на технологически доступном расстоянии (~1.8 мм) выполнено небольшое (диаметром ~0.2 мм) отверстие, через которое производится отбор давления внутри зонда, которое с помощью другого капилляра, приваренного к трубке Пито лазерной сваркой, через отборник давления подсоединяется к дифманометру 11 (см. рис. 2). Другой вход этого дифманометра соединен с отборником давления, выполненным на стенке канала на том же уровне, что и входное отверстие зонда. С помощью этого дифманометра измеряется профиль динамического давления пароводяной смеси и контроль изокинетичности отбора. Уплотнение рабочего элемента осуществляется в штоке перемещения с помощью набора медных прокладок специальной формы из отожженной меди.

Положение зонда в канале фиксируется индикатором часового типа с точностью ± 0.01 мм. Наблюдение за индикатором осуществляется дистанционно с помощью телевизионной установки.

Сепаратор, имеющий в нижней части обтекаемую форму, расположен в специальном корпусе, состыкованном с корпусом зонда через никелевую прокладку. Отобранный зондом пароводяная смесь входит в верхнюю часть сепаратора. Сепаратор оснащен штуцерами для подсоединения к дифманометру измерения уровня воды в нем и штуцерами для отбора пара из верхней его части и воды в нижней.

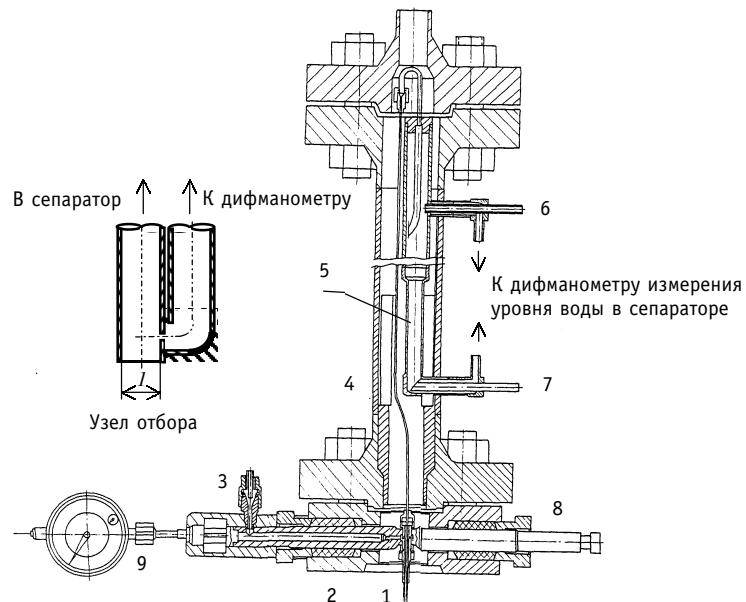


Рис. 4 . Изокинетический зонд с сепаратором фаз: 1 – узел отбора; 2 – корпус; 3 – штуцер отбора давления в зонде; 4 – корпус сепаратора; 5 – сепаратор; 6 – штуцер отбора пара; 7 – штуцер отбора воды; 8 – шток перемещения; 9 – индикатор перемещения

Устройство для измерения касательных напряжений (τ -метр)

Конструкция τ -метра, к примеру, для рабочего участка диаметром 13 мм приведена на рис. 5. Основными деталями его являются цилиндрический подвижный (плавающий) элемент с внутренним диаметром, как и у рабочего участка и корпус, в ко-

тором он размещается в трех направляющих с зазорами ~ 20 мкм. Подвижный элемент имел возможность перемещаться вверх или вниз на 1 мм. Для рабочего участка внутренним диаметром 13 мм, к примеру, длина подвижного элемента 75 мм, а его масса 19.47 г. Для рабочего участка диаметром 17 мм соответственно 100 мм и 49.81 г. Корпус и подвижный элемент были изготовлены из нержавеющей стали одной марки, чтобы исключить его заклинивание вследствие температурного расширения.

Посередине подвижного элемента имеется кольцевой цилиндрический выступ (скобка), разделяющий внутреннюю полость корпуса на две камеры I и II. Они соединены с дифманометром и с системой подачи в них специально подготовленной дистиллированной воды из емкости, находящейся под давлением аргона или отбора из них воды. В последнем случае расход отбираемой из потока воды после охлаждения в холодильнике можно было измерять по времени заполнения мензурки.

Для упрощения измерений были изготовлены несколько вариантов подвижных элементов с разной массой за счет увеличения высоты скобки.

В отличие от прототипа, использованного в [2], в настоящей работе необходимо было отказаться, ввиду высоких давлений и температур, от смотрового окошка для визуального наблюдения за подъемом подвижного элемента при достижении баланса действующих на него сил. Для фиксации всплытия подвижного элемента в данной работе в его нижней части в пределах высоты нижней направляющей были просверлены четыре отверстия диаметром 1 мм так, чтобы при всплытии его внутренняя полость сообщалась с камерой I. При этом стало возможным фиксировать наступление баланса сил по дифманометру.

КАЛИБРОВОЧНЫЕ ОПЫТЫ

Калибровочные опыты были проведены с целью проверки работоспособности измерительных устройств с конструктивной и методической точек зрения. Эти опыты включали в себя

- исследование профиля динамического давления и профиля расхода в однофазном потоке изокинетическим зондом;
- измерение балансировочной силы в опытах с τ -метром, заполненным воздухом и водой в статических условиях ($\tau = 0$);
- измерение касательных напряжений в однофазном потоке воды.

В этих опытах балансировочная сила создавалась плавной непрерывной инъекцией дистиллированной воды в нижнюю камеру τ -метра. В результате перепад давления между камерами возрастал до наступления равновесия сил, действующих на подвижный элемент. В этот момент подвижный элемент всплывал, и рост перепада давления прекращался в результате соединения полости камеры с потоком через

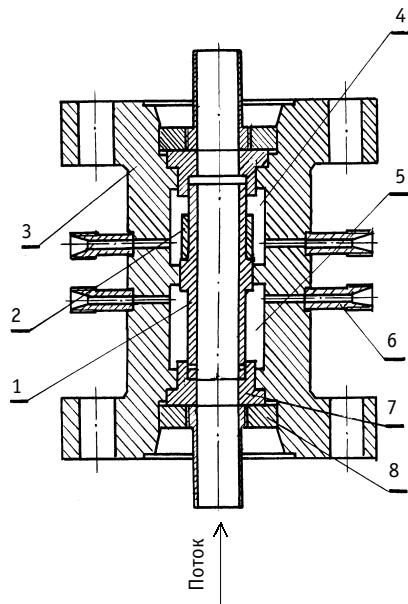


Рис. 5. Конструкция устройства для измерения касательных напряжений (τ -метра): 1 – подвижный элемент трубы; 2 – грузик; 3 – корпус; 4 – камера верхняя; 5 – камера нижняя; 6 – штуцеры подсоединительные; 7 – направляющая; 8 – кольцо запорное

отверстия в нижней части подвижного элемента при подъеме его на 0.5 мм. Значение перепада давления в этот момент использовалось для расчета $F_{бал}$ и τ . Такая же процедура измерения балансировочной силы в случае $\tau = 0$ подачей воздуха в заполненный воздухом τ -метр позволяет из соотношения (4) определить вес подвижного элемента, сравнить его со значением, полученным непосредственным взвешиванием и, таким образом, оценить силу трения в направляющих.

На основе проведенных калибровочных опытов можно сделать следующие заключения.

1. Профили линейной скорости воды, измеренные изокинетическим зондом, динамического давления и расходов согласуются между собой и с рассчитанными по модели Кармана в пределах $\pm 3\%$.

2. Величина силы трения в направляющих подвижного элемента (0.001 Н).

3. Силой инерции подвижного элемента можно пренебречь.

4. Максимальный расход воды, подаваемый в нижнюю камеру τ -метра (камеру I) не превышает 1% от основного расхода среды на входе в рабочий участок и значительно падает с ростом касательного напряжения.

5. Касательные напряжения, измеренные в потоке воды, согласуются с расчетами по формуле Блаизуса в пределах $\pm 3\%$.

Предварительные оценки показывают, что ожидаемая относительная погрешность измерения расходов фаз составляет 5% для пара и 3% для воды. Неточность в поддержании изокинетичности отбора, при разнице давлений на входе в зонд и на стенке рабочего участка, специально доводилась до ± 200 Па. Это соответствовало разности уровней в жидкостном дифманометре, по которому контролируется отбор пара, в пределах $20 \div 26$ мм в зависимости от давления. При этом ошибка измерения расхода пара всего в 1.5% не оказывала заметного влияния на измерение расхода воды, вследствие большого импульса ее по сравнению с паром. Все это, разумеется, справедливо до определенных давлений, когда плотности фаз еще довольно сильно отличаются, что выполняется при давлениях до 14 МПа.

ОБОЗНАЧЕНИЯ

Латинские буквы

D – внутренний диаметр подвижного элемента, м;

D_1 – наружный диаметр подвижного элемента, м;

D_2 – наружный диаметр выступа на стенке подвижного элемента, м;

G – массовая скорость, кг/($m^2 \cdot c$);

g – ускорение силы тяжести, м/ c^2 ;

h – высота, м;

H – расстояние между отборниками давления на рабочем участке, м;

l – длина подвижного элемента, м;

L – длина, м;

m – масса подвижного элемента, кг;

P – давление, Па;

W – линейная скорость, м/ s ;

x – массовое паросодержание.

Греческие буквы

ξ – безразмерное расстояние от центра канала;

ρ – плотность, кг/ m^3 ;

τ – касательное напряжение на стенке канала, Па;

φ – истинное объемное паросодержание;

$\Delta h_{ман}$ – разность показаний дифманометра между камерами τ -метра, м;

$\Delta h_{\text{ман}}^{\Delta P}$ – разность показаний дифманометра, измеряющего полное гидравлическое сопротивление на длине H рабочего участка, м.

Над- и подстрочные индексы

' – относится к воде при температуре насыщения;
'' – относится к пару при температуре насыщения;
– – знак усреднения;
 Ar – относится к плотности аргона в дифманометре;
 t – относится к плотности воды при температуре $t^{\circ}\text{C}$;
изо – относится к изокинетическому зонду;
ман – относится к плотности рабочей жидкости (воды) в дифманометре и его импульсных линиях;
ск – относится к выступу на наружной поверхности подвижного элемента;
 γ – полученный γ -просвечиванием;
 τ – полученный на основе измерения касательных напряжений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кириллов П.Л., Левченко Ю.Д., Штейн Ю.Ю., Шумский Р.В. Локальные гидродинамические характеристики двухфазных потоков в трубах при высоких давлениях// Препринт ФЭИ-3064, Обнинск, 2005.
2. A Research Program in Two-Phase Flows. CISE, Milano, January, 1963.
3. Cravarolo L., Giorgini A., Hassid F., Pedrocchi E. A Device for the Measurement of Shear Stress on the Wall of a Conduit – Its Application in the Mean Density Determination in Two-Phase Flow – Shear Stress Data in Two-Phase Adiabatic Vertical Flow. Report-R82, CISE, Milano, 1964.
4. Яблоник Р.М., Хаимов В.Л. О применении электроконтактного метода для измерения толщин пленок жидкости//Известия вузов. Энергетика. – 1971. – № 5. – С. 117-122.
5. Чен Ше-Фу, Ибеле. Потери напора и толщины жидкой пленки при кольцевом двухфазном чисто пленочном течении и течении с образованием эмульсии//Теплопередача. – 1964. – № 1. – С. 116-125.
6. Диценко А.Я. и др. Исследование сопротивления и пристенной области газожидкостного потока при дисперсно-кольцевом режиме течения/В сб.: Вопросы теплофизики ядерных реакторов. – М.: Атомиздат, 1971. – Вып. 3. – С. 23-31.
7. Хьюитт Д., Холл-Тэйлор Н. Кольцевые двухфазные течения. – М.: Энергия, 1974.
8. Карастелев Б.Я. и др. Сопоставление методов замера толщины пленки жидкости//ПМТФ. – 1974. – № 4. – С. 161-164.

Поступила в редакцию 30.06.2006

ЯДЕРНЫЙ ЭНЕРГОТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ КОМПЛЕКС – ИНОВАЦИОННЫЙ ПУТЬ РАЗВИТИЯ РЕГИОНОВ

А.Г.Ишеков*, Д.А.Клинов*, С.А.Субботин**

**Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,*

г. Обнинск

***Российский научный центр Курчатовский институт, г. Москва*



Предметом исследований данной работы являются ядерные энерготехнологические комплексы, представляющие собой симбиоз атомных станций малой мощности с различными типами сопряженных производств. Экономико-географические особенности России существенно расширяют условия применимости атомных станций малой мощности в составе ядерных энерготехнологических комплексов по сравнению с другими регионами мира. Посредством специально разработанной компьютерной модели для технико-экономических оценок проектов ядерных энерготехнологических комплексов показано, что их создание позволит существенно увеличить экономическую эффективность и конкурентоспособность атомных станций малой мощности.

ВВЕДЕНИЕ

Сегодняшнее состояние мировой экономики и ее перспективы в самых жизненно важных вопросах развития человечества заставляет большинство стран строить свою политику с учетом настоящих и будущих глобальных проблем в мировом энергетическом секторе. Практически вся хозяйственная деятельность человека основана на использовании возобновляемых и невозобновляемых энергетических ресурсов, вид и тип которых для различных государств определяется самыми разнообразными факторами, главным из которых, по-видимому, является геолого-географический. Среди возможных причин дефицита энергетических ресурсов можно выделить следующие:

- природные (отсутствие экономически эффективных ресурсов);
- внешнеполитические (эмбарго на поставку ресурсов);
- технические (нет технологий, обеспечивающих доступ к эффективным ресурсам);
- институционально-правовые (не разработана правовая база, охраняющая ресурсы от хищнического использования);
- экономические (неразвитость финансовых механизмов, затрудняющая инвестирование в поиск и освоение ресурсов).

В России для обеспечения энергетической стабильности и безопасности требуется в первую очередь решать текущие проблемы, связанные с быстрым старением основного энергетического оборудования, отсутствием необходимых инвестиций для обновления и строительства новых энергетических объектов и их ремонта, отстава-

© А.Г.Ишеков, Д.А.Клинов, С.А.Субботин, 2006

нием воспроизводства ресурсной базы от темпов их расходования.

Учитывая огромную территорию РФ, недостаточную освоенность районов Сибири, Крайнего Севера и Дальнего Востока, новые энергетические объекты следует распределять по территории, создавая относительно самостоятельные региональные системы, агрегирующиеся в свою очередь в единую централизованную энергетическую систему через снабжение топливом и через единый экономический механизм хозяйствования. Такой сетевой подход, использующий преимущества автономной адаптации к местным условиям и преимущества централизованной организации крупных систем, существенно повысит уровень энергетической надежности и безопасности страны.

Высокоэффективным он будет применительно к малым автономным энергообъектам (энергоисточники электрической мощностью от 0.5 до 100 МВт, которые, как правило, предназначены для комбинированной выработки электрической и тепловой энергии). В удаленных и труднодоступных районах наиболее эффективными и надежными источниками энергии являются атомные станции малой мощности (АСММ). Несмотря на то, что их характеристики топливоиспользования несколько хуже, чем для тепловых реакторов большой и средней мощности, они практически не ограничивают развитие всей системы атомной энергетики, поскольку в общем топливном балансе их потребление урана незначительно.

ЯДЕРНЫЕ ЭНЕРГОТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ (ЯЭТК)

Целесообразно использовать АСММ в системе с различными технологическими высокопродуктивными производствами [1], что связано с комплексностью использования тепловой и электрической энергии. Такие проекты называются ядерными энерготехнологическими комплексами (ЯЭТК). В этом случае снимается вопрос о низкой экономической эффективности АСММ, т.к. ЯЭТК вырабатывает энергию необходимых видов и в дополнении к этому производит продукцию, обладающую высокой потребительской ценностью в иных регионах, или являющуюся крайне необходимой для данного региона.

Прямые затраты на реализацию дополнительного когенерационного производства невелики, по сравнению со стоимостью всего ЯЭТК, а непосредственные доходы от выработки энергии будут дополняться выручкой от реализации произведенной с помощью нее продукции.

Если принять во внимание то, что ядерный энергоисточник благодаря длительной автономности может обеспечить в труднодоступном районе экологически безопасное, практически неограниченное по времени, надежное обеспечение энергией производство уникальной продукции, то проблема экономической эффективности АСММ определяется эффективностью всего ЯЭТК и слабо зависит от экономических показателей АСММ.

Конечно, выбор того или иного производства, сочетающегося с АСММ, зависит в основном от места базирования ЯЭТК и определяется природными условиями и ресурсами данной местности.

Если говорить о РФ, то ее территория по своей площади и разнообразию позволяет рассмотреть всевозможные варианты комбинаций технологий когенерации энергии и продукции, включая, как это может показаться на первый взгляд, экзотические. Особенно это актуально для Российского Севера (2/3 территории, 8% населения, 25% наполнения бюджета), где сосредоточены уникальные стратегические запасы минеральных ресурсов (в том числе около 70% нефти и 90% газа) [2]. При небольшой доле зоны Севера в валовой продукции страны ее удельный вес по отраслям добычающей промышленности более 15%, а по отдельным видам – 50% и более.

На данный момент наибольший интерес для многих государств, испытывающих дефицит в пресной воде (регионы Северной Африки и Азии), вызывают проекты ядерных энергоопреснительных комплексов. Реакторы малой мощности наилучшим образом подходят для целей обессоливания, особенно при когенерации тепла и электричества, используя низкопотенциальный пар из турбин и теплую морскую воду из систем охлаждения конденсаторов. Наиболее предпочтительные производительные мощности составляют 80–100 м³/день и 200–500 м³/день. Основными компонентами такого ЯЭТК являются ПЭБ (плавучий энергоблок), по составу аналогичный АТЭС, и плавучий опреснительный блок (ПОБ), в состав которого и входит опреснительная установка [3]. Тепловая энергия и часть электрической энергии, вырабатываемой на ПЭБ, используется для осуществления процесса опреснения, остальная электроэнергия отпускается потребителям. В проектах используются наиболее развитые и экономичные технологии опреснения с использованием обратноосмотических и дистилляционных опреснительных установок. При этом может производиться широкий набор химической продукции, минеральных удобрений и «кондиционеров почв» для тепличных хозяйств, а также восстановления опустыненных земель.

В России в городе Северодвинске Архангельской области идут работы по строительству АТЭС на базе ПЭБ с реакторными установками КЛТ-40С. Успешность этого проекта позволит во многом оценить его коммерческую привлекательность и возможность экспортных поставок в заинтересованные страны.

Еще одной из когенеративных технологий может стать **наработка водорода** с помощью ядерной энергии. Водород как продукт, использующийся в химической, металлургической и другой промышленности, существует на рынке давно (в крупных промышленных масштабах водород стали производить почти 80 лет назад) [4]. Технологии, связанные с его использованием, развиваются и появляются качественно новые. Водород предполагается получать из воды термохимическим и электролитическим методами с использованием технологического тепла и электроэнергии от АСММ. Применение водорода в качестве горючего для автотранспорта принято считать одним из важных перспективных направлений, поскольку расход энергоресурсов на транспортные цели весьма велик (от 20 до 30%), особенно в развитых странах [5]. При этом остро стоит проблема загрязнения окружающей среды автотранспортом, работающим на жидким углеводородном горючем. Наиболее перспективной технологией энергетического использования водорода, как в автомобильном транспорте, так и в электроэнергетике являются топливные элементы, коэффициент полезного действия которых, как предполагается, может превышать 50%. Ядерная энергетика позволит решить проблему экологически чистого получения водорода в необходимых количествах (сотни млн. т.н.э.).

На сегодняшний день уголь – самый распространенный и дешевый энергетический ресурс. Но, если учесть качество угля, стоимость его транспортировки, стоимость предварительной обработки и особенно отрицательное влияние на окружающую среду, то дальнейшее использование синтетического горючего на основе угля на ближайшее будущее не выдерживает конкуренции с жидким и газообразным органическим топливом и с атомной энергетикой. Поэтому необходимо внедрять технологии по *газификации угля* и производству жидкого и газообразного синтетического топлива.

Известен следующий процесс газификации угля и получения из него жидкого топлива для получения заменителя природного газа (ЗПГ) [6]: вначале уголь газифицируется паром, в результате эндотермической реакции образуются CO и H₂; часть CO вступает в реакцию с паром и образуются H₂ и CO₂; затем удаляются кислотообразующие газы, и в результате катализитической реакции образуется метан (ЗПГ).

Максимальная эффективность использования угля достигается при поступлении водорода от внешних источников и одновременном использовании высокотемпературных процессов с подводом тепла за счет подогрева реагирующих продуктов. Процесс газификации угля паром завершается почти полностью (образуется CO и H₂ при минимальном количестве CO₂), если температура выше 1000°C. Потребление угля при этом сокращается на 70%, и почти полностью отсутствует выброс CO₂ в атмосферу. Кроме того, экономится электроэнергия, расходуемая на получение кислорода сжижением воздуха, приводящего к дополнительной потере КПД.

Роль АСММ состоит в том, чтобы обеспечить все процессы по газификации электроэнергией, а также взять на себя некоторую долю теплозатрат при получении технологического пара, т.к. по традиционным технологиям 60–65 % исходного топлива расходуется на энергетическое обеспечение реакций газификации. Таким образом, АСММ способна вырабатывать пар «средних» параметров, а перегрев его уже до нужного состояния можно осуществить с помощью органического топлива («огневой перегрев»). В этом случае затраты органического топлива окажутся в несколько раз ниже, чем при обычном процессе, т.к. значительное количество тепла расходуется на подогрев и испарение воды.

Помимо газификации угля особенно перспективным является создание мини- заводов по *производству сжиженного природного газа (СПГ)*. Такие заводы уже давно функционируют за рубежом (300 таких установок работают в США и Канаде). В России данных технологий пока нет, но работы в этом направлении ведутся и они представляются достаточно перспективными. Первостепенной причиной производства СПГ является более экономичная транспортировка природного газа, но помимо этого СПГ обладает рядом экологических и экономических преимуществ. Сжижение почти в 600 раз уменьшает объем газа, занимаемый им в обычных условиях, что приводит к уменьшению веса конструкций для хранения природного газа на автомобиле в 3–4 раза [7]. С экологической точки зрения СПГ по сравнению с традиционным нефтяным топливом понижает содержание вредных компонентов сгорания: окиси углерода, окислов азота и углеводородов соответственно до 80, 70, 45%. По оценкам специалистов, использование самого газа как энергоносителя для целей сжижения поглотит от 20 до 30% исходного топлива – экспортного продукта. В связи с этим экономически перспективно рассмотреть производство СПГ в тандеме с ядерным энергоисточником малой мощности, что позволит высвободить сжижаемое сырье для продажи, создав заводы по производству СПГ на новых высокопродуктивных и труднодоступных месторождениях.

В наиболее удаленных от «жизни», но стратегически важных районах необходима не только энергия, но и пищевая продукция, поэтому разрабатываются проекты ЯЭТК, включающие в себя сельскохозяйственные (с/х) комплексы, вобравшие в себя последние научные достижения в данной области (гидропонные установки, фитодромы) [8]. Такие комплексы практически автономны и безотходны, не потребляют дефицитных природных ресурсов, а также не требуют использования традиционной сельхозтехники и расходования жидкого топлива. Помимо сельскохозяйственных комплексов в таких изолированных, но богатых ценными природными ресурсами районах, стабильное энергоснабжение от ядерного энергоисточника способствовало бы извлечению золота, платины и других редких металлов с одновременной организацией обогащения руд.

В прибрежных районах, акваториях Баренцева, Карского, Восточно-Сибирского морей перспективным видится создание морских ферм по интенсивному разведению гидробионтов. На морских фермах Северного Приморья можно ежегодно получать до 700 тыс. т биопродуктов. В частности, по мнению специалистов, под морские фермы

может быть использовано все побережье Лазовского, Ольгинского, Кавалеровского, Дальнегорского и Тернейского районов [9]. В пользу этого говорят и местные климатические условия, и береговой рельеф, а главное – многообразие видового состава здешних гидробионтов. Такое предприятие, учитывая конъюнктуру рынка, может стать высокорентабельным (мидии – 4 \$/кг; устрицы – 3 \$/кг). По оценкам [8] при затратах энергии около 12 тыс. кВт ч можно получить выход ~20 т биопродуктов в год.

Поэтому существует перспектива создания симбиоза плавучей АСММ, морефермы и перерабатывающего предприятия (рыбозавод с холодильниками, консервированием и стерилизацией продукции), не только для извлечения финансовой выгоды, но и с целью воссоздания естественных экосистем, оживления и совершенствования российского рынка морепродуктов в перспективе с выходом на мировой рынок.

ЭКОНОМИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЯЭТК

Специально для обоснования экономической эффективности, инвестиционной привлекательности и оценки конкурентоспособности проектов ЯЭТК, был разработан комплексный программный продукт NTC (Nuclear Technological Complex). Программа написана на языке C++, обладает вполне удобным и простым интерфейсом и работает как обычное Windows-приложение.

Описание NTC

Данный программный продукт моделирует создание и работу ядерного объекта на протяжении всех стадий жизни, начиная от научно-технических разработок и маркетинговых исследований и кончая выводом из эксплуатации.

Возможности программы позволяют в полной мере учитывать все операции с топливом за время эксплуатации установки. Пользователь может задать схему перегрузок, вариант закупки топлива, выбрать между частичными или полными перегрузками. С помощью моделирования каких-либо сопряженных производств можно оценить степень повышения экономической эффективности АСММ. При этом количество наименований вырабатываемой заданным когенерационным производством продукции не должно превышать десяти видов. Среднегодовой объем выпускаемой ЯЭТК продукции может изменяться во времени при включении пользователем соответствующей опции. Возможен широкий выбор условий изменения стоимости энергии и продукции.

Программный продукт NTC позволяет в полной мере задать финансово-экономическое окружение для реализации проекта ЯЭТК. Во-первых, можно выбрать одну из трех схем финансирования проекта:

- кредитная (задаются суммы и сроки по кредитам, ставка процента, вариант погашения кредитов);
- акционерная (задается величина частного инвестируемого капитала);
- кредитно-акционерная (учитываются кредиты и собственный капитал).

При кредитном займе предполагается, что кредит берется в самом начале организации проекта и за время строительства комплекса на сумму кредита начисляются проценты по заданной ставке. Возможен выбор одного из трех вариантов погашения кредита. Во-вторых, для оборудования АСММ и сопряженного с ней производства можно применить стандартную лизинговую операцию. В-третьих, у пользователя есть возможность ввести три вида фондов накопления денежных средств. Кроме того, финансово-экономическая часть программы позволяет учитывать все необходимые налоговые отчисления и проводить дисконтирование денежных потоков.

Для оценки региона внедрения ядерного комплекса предусмотрен специальный

блок, в котором вводятся данные по энергопотреблению. Для более детального сопоставления спроса и предложения в исследуемом регионе, можно задать темпы ежегодного прироста потребления тепла и электроэнергии.

Конечный этап топливного цикла анализируется в одном из двух направлений, либо оценивается вариант прямого захоронения отработавшего топлива, либо вариант его переработки. Оценка происходит с учетом стоимости, времени исполнения каждой стадии конечного этапа топливного цикла, также принимается во внимание рост цен на топливо. При варианте с переработкой топлива можно произвести учет экономии, полученной от рециклизирования регенерированного урана и плутония.

Результаты работы программы по оценке проектов АСММ и ЯЭТК представлены, главным образом, в графическом и табличном видах. Наиболее значимые выходные данные отображаются в специальном текстовом файле для возможности их последующего детального анализа.

Расчет среднегодовой себестоимости энергии основан на определении пяти составляющих:

- материальные и эксплуатационные издержки;
- затраты на топливо;
- отчисления на заработную плату;
- фондовые отчисления;
- амортизационные отчисления.

В отдельном результирующем блоке в табличном виде определяются значения всех ежегодных доходов и расходов за все время эксплуатации ядерного энергетического комплекса и показана на основе полученных данных вся цепочка формирования чистой прибыли.

Одним из наиболее важных результатов расчета является графическая демонстрация погодового движения денежных потоков за весь цикл жизни АСММ. Динамика полученных потоков позволяет быстро оценить инвестиционную привлекательность и финансовую состоятельность исследуемого проекта.

На отдельных графиках представлены: зависимость регионального предложения и спроса на вырабатываемую энергию; структура затрат на топливо, создание и оборудование ЯЭТК; распределение энерговыработок как тепла, так и электроэнергии; суммарные объемы накопленных фондовых средств; интегральные распределенные затраты на конечный этап топливного цикла, а также для представления наиболее полной картины потенциальных возможностей исследуемого проекта АСММ либо ЯЭТК и проведения его сравнительного анализа с другими проектами программой предусмотрен расчет ряда важных классических финансово-экономических показателей (чистый доход, чистый дисконтированный доход, средняя норма рентабельности, внутренняя норма рентабельности, период окупаемости и т.д.).

Оценка проекта ЯЭТК посредством программы НТС

В качестве примера исследуем проект ЯЭТК, состоящий из АСММ на базе реакторной установки КЛТ-40С и морской фермы, а также отдельно оценим сам проект АСММ. В табл. 1 представлены основные технико-экономические показатели АСММ [8, 10, 11].

Параметры, характеризующие сопряженное с АСММ производство, представляющее собой морскую ферму, продемонстрированы в табл. 2.

При моделировании процесса эксплуатации рассматриваемых проектов предполагался учет следующих положений:

- индексация заработной платы работников 1% в год;
- годовой темп роста цен на топливо 0,2% в год;
- годовой темп инфляции 2% в год;

Таблица 1

**Технико-экономические
характеристики проекта АСММ с РУ
КЛТ-40С**

Наименование	Значение
Тепловая мощность реактора, (МВт)	2×150
КПД (%)	23
КИУМ (%)	84
Вид топлива	UO ₂
Масса загрузки топлива в активную зону (кг)	2200
Обогащение по ²³⁵ U (%)	20
Расход электроэнергии на с/н ЯЭУ (%)	7
Расход тепла на с/н ЯЭУ (%)	2
Количество перегрузок (шт.)	5
Начальные капитальные вложения (млн. \$)	259
Срок эксплуатации (лет)	40
Персонал АСММ (чел.)	50
Среднемесячная з/п персонала (\$/чел.)	800
Количество капитальных ремонтов (шт.)	4
Стоимость кап. ремонта (\$)	50000
Эксплуатационные издержки (\$/год)	36000
Простой (ч/год)	720

- закупка топлива происходит за год до очередной перегрузки;
- заемные финансовые ресурсы не используются;
- все налоговые выплаты учтены;
- ежегодные отчисления в фонды составляют 470 тыс.\$ (фондовая ставка 5% годовых);
- ставка дисконтирования 6%.

Себестоимость энергии, рассчитанная для рассматриваемого проекта АСММ, составила 0,03\$/кВт·ч. С помощью программного продукта NTC оценим эффективность исследуемых проектов ЯЭТК и АСММ. Для этого определим величины чистого дисконтированного дохода (ЧДД) при различных значениях тарифов на отпускаемую реги-

Таблица 2

Технико-экономические показатели морефермы

Наименование	Значение
Количество вырабатываемой продукции (кг/год)	6,00·10 ⁷
Отпускная цена производимой продукции (\$/кг)	2
Количество энергии, потребляемой сопряженным производством (кВт ч/год)	7,20·10 ⁷ (15,5% от общей выработки)
Суммарные капитальные вложения в сопряженное производство (млн.\$)	35
Количество работников на производстве (чел.)	100
Эксплуатационные затраты на производство (\$/год)	4,5·10 ⁶

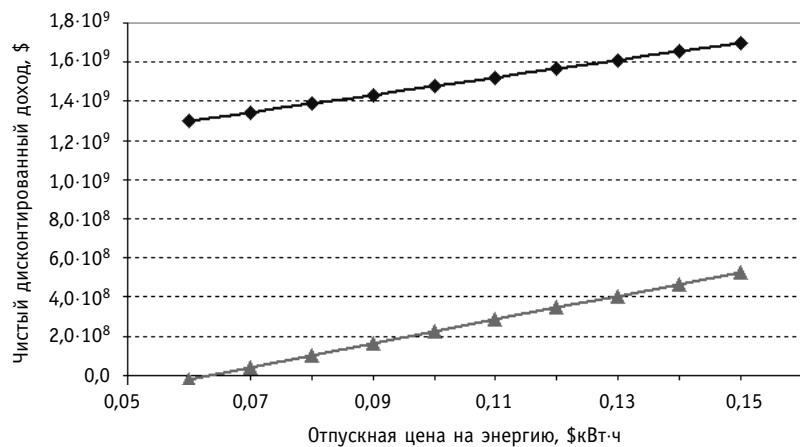


Рис.1. Зависимость чистого дисконтированного дохода от значения отпускной цены на энергию для проектов ЯЭТК и АСММ: \blacklozenge ЯЭТК; \blacktriangle АСММ

ональным потребителям энергию. Отметим, что в случае ЯЭТК, цена на энергию, направляемую на когенерационное производство, принята равной ее себестоимости. Зависимость ЧДД от значения отпускного тарифа на энергию представлена на рис.1.

Полученные результаты показывают значительный выигрыш в значениях ЧДД (практически на порядок) варианта моделирования ЯЭТК по сравнению с вариантом традиционного рассмотрения АСММ.

Исследуемый проект ЯЭТК способен отвечать требованиям не только коммерческой и инвестиционной привлекательности, отсутствие которой ставит под вопрос саму

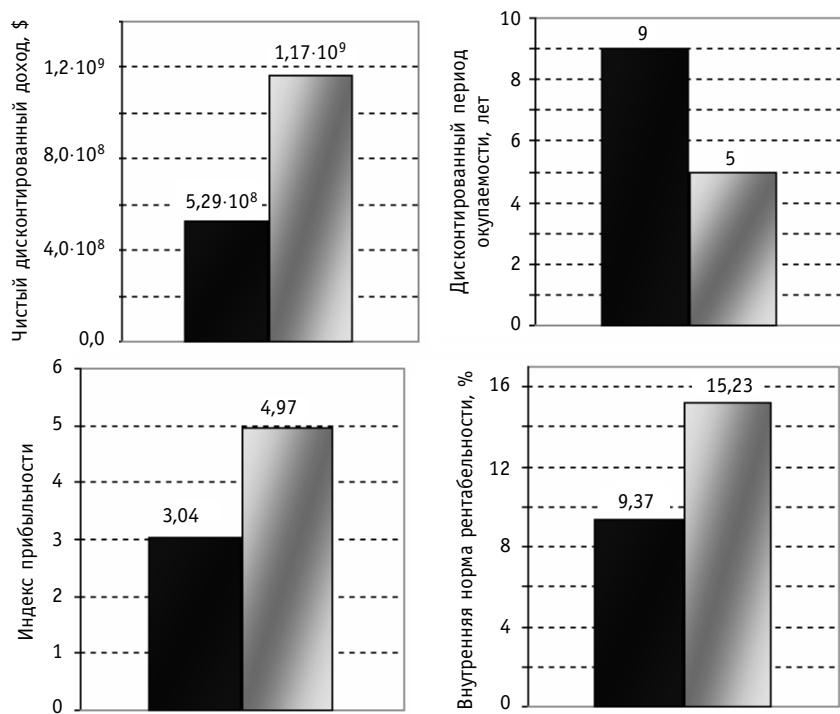


Рис.2. Значения экономических показателей проекта ЯЭТК и проекта АСММ, рассчитанные при различных ценах на отпускаемую энергию 0,03 и 0,15\$/кВт·ч соответственно: \blacksquare АСММ; \blacksquare ЯЭТК

возможность реализации проекта, но и что более важно, требованиям социального и экономического развития проблемных регионов посредством осуществления надежного и дешевого энергоснабжения. Потенциальным подтверждением этого являются результаты расчетов по определению экономической эффективности проекта ЯЭТК в аспекте рассмотрения минимально допустимого значения цены, по сути, равной себестоимости, на отпускаемую региональным потребителям энергию (0,03\$/кВт·ч), которые представлены на рис. 2. Здесь же продемонстрированы значения инвестиционных показателей оценки экономической эффективности проекта АСММ при отпускной цене на энергию равной 0,15\$/кВт·ч.

ВЫВОДЫ

Результаты исследования позволяют говорить не только о высокой степени экономической эффективности проекта ЯЭТК, но и подтвердить правильность подхода предполагающего рассмотрение АСММ в структуре рентабельных технологических комплексов. Из результатов, в частности, видно, что даже увеличение цены электроэнергии с 3 до 15 ценов за кВт·ч не позволяет АСММ работать самостоятельно более эффективно, чем в рамках ЯЭТК.

Также из полученных результатов можно сделать вывод, что экономическая эффективность исследуемого проекта ЯЭТК практически не зависит от стоимости энергии, отпускаемой региональному потребителю (рис. 1), а определяется в основном степенью эффективности сопряженного с АСММ производства, т.е. морефермы. Так в приведенных расчетах при изменении стоимости электроэнергии почти в три раза, чистый дисконтированный доход изменился всего на 30%. Причем доля энергии (15,5%), расходуемой на хозяйственную часть комплекса, невелика (табл. 2), и остального ее количества будет вполне достаточно для решения региональных социально-экономических задач, особенно на начальных этапах развития, учитывая крайнюю малонаселенность и в основном полное отсутствие инфраструктурной составляющей, т.е. факторы, характерные для районов потенциального внедрения ЯЭТК.

Введение в энергетическую систему ЯЭТК позволит в некотором смысле дать новый импульс широкомасштабному развитию ядерной энергетики. Это связано с тем, что в этом случае экономическая эффективность самой АСММ во многом определяется востребованностью конечной продукции на рынке, а не только связана со стоимостью поставляемой энергии, что, в свою очередь, предоставляет широкие возможности для удовлетворения АСММ всем требованиям, которые только можно поставить перед автономными источниками энергии.

Литература

1. Алексеев П.Н., Забудько А.Н., Ошейко Ю.В., Тревгодда М.М., Субботин С.А., Щепетина Т.Д. Комплекс энерготехнологического обеспечения на основе автономных атомных энерготехнологических станций малой мощности (1–50 МВт эл.)/Международная научно-практическая конф. «Малая энергетика – 2001» (г. Москва, 10-11 октября 2001 г.). – С. 69-70.
2. Иванова И.Ю., Тугузова Т.Ф., Попов С.П., Петров Н.А. Малая энергетика Севера: проблемы и пути развития. – Новосибирск: Наука, 2002. – 188 с.
3. Полушкин А.К., Кузин Е.А., Кривошеин А.С. Реализация проекта строительства АТЭС ММ с РУ КЛТ-40С в г. Северодвинске. Состояние. Проблемы. Перспективы/Международная научно-практическая конф. «Малая энергетика – 2002» (г. Москва, 19-20 ноября, 2002 г.). – С. 35-44.
4. Атомно-водородная энергетика и технология. – М.: ЭАИ, 1982. – Вып. 5. – 240 с.
5. Водород: свойства, получение, хранение, транспортирование, применение/Под ред. Д.Ю. Гамбурга, Н.Ф. Дубовкина. – М.: Химия, 1989.
6. Технологические аспекты ядерных энергетических систем с воспроизведением топлива (пер. с англ.)/Под ред. Г.С. Бауэра, А. Макдоналда. – М.: ЭАИ, 1988. – 280 с.

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

7. *Кириллов Н.Г.* Сжиженный природный газ – универсальное энергетическое топливо 21 века//ТЭК. – 2002. – № 3.
8. *Головин В.Н.* Оценка перспектив малой атомной энергетики для децентрализованного энергоснабжения сельскохозяйственных объектов: Отчет по гранту 39 РНЦ Курчатовский институт. Июль. № 200,7 от 14.01.94.
9. *Арзамасцев И.* Инвестиции в деликатесы. – № 52 от 11.07.2001. <http://www.zrpress.ru/2000/052/b001.htm>.
10. IAEA-TECDOC-881 "Design and development status of small and medium reactor systems 1995", IAEA May 1996.
11. *Алексеев П.Н., Кухаркин Н.Е., Полисмаков А.А., Чубиняев А.В., Щепетина Т.Д.* Перспективы, проблемы и возможности увеличения кампаний ядерных «реакторов-батареек»/Международная научно-практическая конф. «Малая энергетика – 2005».

Поступила в редакцию 25.11.2005

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ДОБАВКИ АЭРОГЕЛЯ AlOOH НА СВОЙСТВА КЕРАМИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ $ZrO_2-Y_2O_3$

В.И. Воскресенская, П.А. Юдинцев

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



В работе рассмотрены результаты изучения возможностей изготовления усовершенствованной керамики на основе порошков $ZrO_2-Y_2O_3$ с добавкой наноструктурного аэрогеля AlOOH в количестве 4,4 мас.% для применения в качестве твердого электролита сенсоров кислорода, кислородных мембран и топливных элементов. Добавка 4,4 мас.% аэрогеля AlOOH в 1,5 раза увеличивает механическую прочность керамических изделий $ZrO_2-Y_2O_3$.

ВВЕДЕНИЕ

Уникальное сочетание высоких механических свойств, устойчивости к воздействию агрессивных сред, электрических свойств обеспечит широкое применение керамики на основе диоксида циркония во всех отраслях промышленности в ближайшем будущем. Длительность использования этих материалов в качестве конструкционной и функциональной керамики зависит от стабильности физико-механических свойств в процессе эксплуатации, что в первую очередь определяется микроструктурой и фазовым составом этой керамики.

Наиболее высокими эксплуатационными свойствами обладают высокотемпературные модификации ZrO_2 (кубическая и тетрагональная) для стабилизации которых, как правило, вводят добавки ионов Ca, Sc, Y, La, Nd [1]. Диоксид циркония, стабилизированный оксидом иттрия, наилучшим образом подходит в качестве твердого электролита для сенсоров кислорода, кислородных мембран, топливных элементов. Он обладает достаточно высокой кислородоионной проводимостью в температурном диапазоне (350–650°C).

Однако изделия из керамики $ZrO_2-Y_2O_3$ являются менее прочными, чем изделия, например, из Al_2O_3 или $MgAl_2O_4$. Повышение прочности за счет регулирования микроструктуры материалов – одна из наиболее существенных задач улучшения свойств керамики. В технологии получения материала на основе $ZrO_2-Y_2O_3$ очень эффективным средством регулирования микроструктуры является введение оксида алюминия Al_2O_3 [2].

Целью данной работы являлось исследование по повышению прочности керамики на основе $ZrO_2-Y_2O_3$ за счет добавки наноструктурного аэрогеля AlOOH.

ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ АЭРОГЕЛЯ AlOOH

Проведены рентгеноструктурные исследования и высокотемпературный дифференциальный термический анализ (ВДТА) аэрогеля AlOOH. Исследуемый интер-

© В.И. Воскресенская, П.А. Юдинцев, 2006

вал температур – от 100 до 1700°С. На полученных термограммах выявлены два фазовых превращения с эндотермическим эффектом от 320 до 570°С и от 1230 до 1620°С и одно фазовое превращение с экзотермическим эффектом от 680 до 810°С (с максимумом при 780°С). При охлаждении фазовые превращения отсутствовали. У образцов аэрогеля, прокаленных при 350°С на воздухе, фазовых превращений в интервале температур от 320 до 570°С не обнаружено.

Согласно результатам рентгеноструктурных исследований аэрогель AlOOH остается ретгеноаморфным веществом вплоть до 1000°С. При более высоких температурах начинается образование кристаллических фаз $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ и $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ [3].

Морфологическая структура образцов аэрогеля AlOOH изучалась методом сканирующей электронной микроскопии (СЭМ). Установлено, что представленные на СЭМ-исследование образцы имеют типичное для аэрогеля AlOOH слоисто-волокнистое строение и состоят из нескольких наложенных друг на друга слоев одинаково ориентированных волокон (рис. 1). Все волокна вытянуты в направлении, нормальному к плоскости залегания слоя. Внутри слоя волокна объединяются в пучки, ветвятся. Диаметр волокон находится в пределах от 20 до 50 нм (рис. 1) [3, 4].

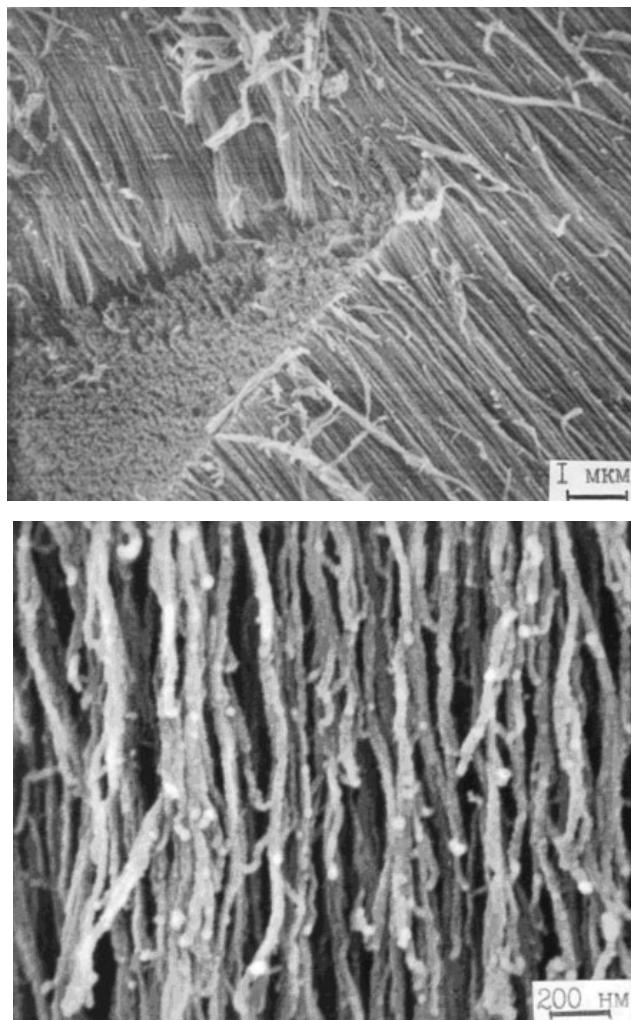


Рис. 1. Фотоснимки морфологической структуры аэрогеля AlOOH

Удельная поверхность аэрогеля AlOOH, используемого в настоящей работе, была определена методом БЭТ (Брунауэра, Эммета и Теллера) и составляла 212 м²/г.

Метод $S_{\text{БЭТ}}$ – метод низкотемпературной адсорбции газа (жидким азотом) твердой фазы.

ИЗГОТОВЛЕНИЕ И ИССЛЕДОВАНИЕ ПОРОШКА ZrO₂–Y₂O₃

Как известно, оксид циркония ZrO₂ вплоть до температуры ~ 1000°C существует в моноклинной форме и при более высоких температурах переходит в тетрагональную фазу. При этом переход из одной фазы в другую сопровождается изменением объема на 7,7%, что приводит к возникновению значительных термических напряжений [5]. Для стабилизации высокотемпературной кубической фазы диоксида циркония проводили его легирование оксидом иттрия (10 мол.%). Механическую смесь порошков подвергали термической обработке при температуре 750°C. После помола полная удельная поверхность ($S_{\text{БЭТ}}$) порошка составила 2,99 м²/г.

Параметр кристаллической решетки: $a = 5,143 \pm 0,002$ Å.

ИЗГОТОВЛЕНИЕ И ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ZrO₂–Y₂O₃

Технологическая схема изготовления изделий из порошков ZrO₂–Y₂O₃ с добавкой аэрогеля AlOOH (в виде порошка) представлена на рис. 2. Добавку аэрогеля AlOOH в количестве 4,4 мас.% механически смешивали с исходным порошком ZrO₂–Y₂O₃. В качестве пластификатора использовали 10-процентный поливиниловый спирт (ПВС). Изделия в виде таблеток прессовали при давлении ~ 2000 кг/см² и затем спекали при температурах 1700 и 1720°C в течение 1 ч в вакууме (величина вакуума 1·10⁻⁴ атм.). Результаты исследований образцов ZrO₂–Y₂O₃ приведены в табл. 1.

Были проведены рентгеноструктурные исследования спеченных таблеток. На рис. 3 представлены дифрактограммы спеченных образцов. Добавка 4,4 мас.% аэрогеля AlOOH к порошку ZrO₂–Y₂O₃ приводит к образованию α –Al₂O₃ фазы, уменьшает параметр кристаллической решетки спеченных таблеток ZrO₂–Y₂O₃ (табл. 1).

Таблица 1
Характеристика образцов керамики на основе ZrO₂–Y₂O₃

Состав	Характеристика таблеток после спекания при 1720°C					
	Плотность		Фазовый состав	Параметр решетки, Å	Размер зерна, мкм	Микро-твёрдость, H ₅₀ , кг/мм ²
	г/см ³	% от теоретической				
ZrO ₂ –Y ₂ O ₃	5,77	96,2	Твердый раствор (Zr,Y)O _{2-x} кубич. модиф.	5,144 ± 0,001	31–44	1582, 1734, 2027 – светлая фаза; 797, 893 – темная фаза
ZrO ₂ –Y ₂ O ₃ + 4,4% AlOOH	5,64	95,9	Твердый раствор (Zr,Y)O _{2-x} кубич. модиф. и α –Al ₂ O ₃	5,141 ± 0,001	44–62	1584, 1786 – светлая фаза; 1100, 1157, 1338 – темная фаза

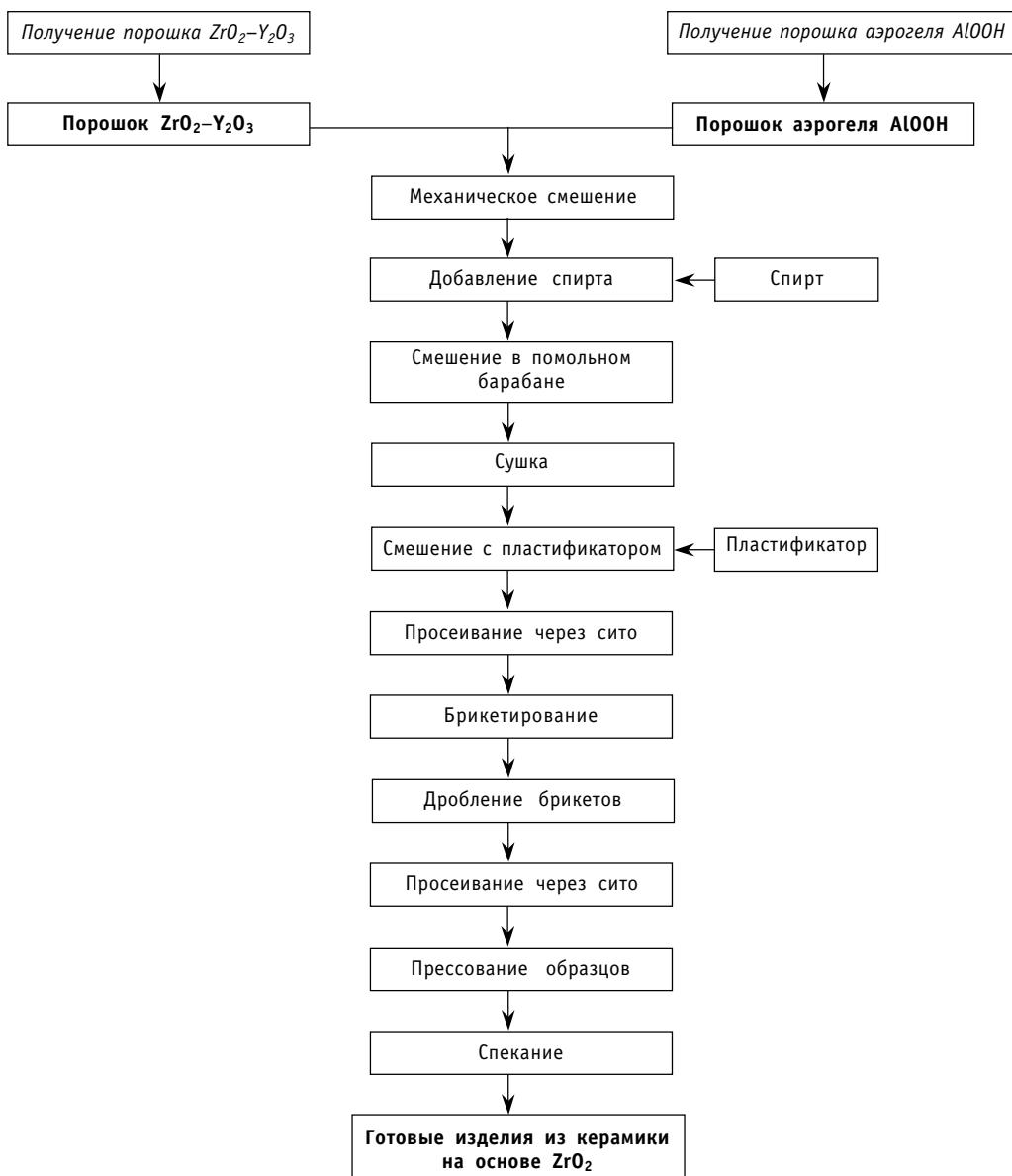


Рис. 2. Технологическая схема изготовления керамики из порошков $ZrO_2-Y_2O_3$ с добавкой аэрогеля $AlOOH$

На рис. 3 представлены дифрактограмма образцов $ZrO_2-Y_2O_3$ (а) и дифрактограмма образцов $ZrO_2-Y_2O_3 + 4,4$ мас.% $AlOOH$ (б). Фазовый состав образцов – твердый раствор $(Zr,Y)O_2$ -х кубической модификации. Параметр определен по отражению угла (531°). Дифрактограммы получены на аппарате ДРОН-2 в $Cu-K\alpha$ -излучении с Ni фильтром с поверхности спеченных таблеток.

Добавка 4,4 мас.% аэрогеля $AlOOH$ к порошку $ZrO_2-Y_2O_3$ приводит к образованию $\alpha-Al_2O_3$ фазы.

На рис. 4 представлены фотографии микроструктуры спеченных образцов $ZrO_2-Y_2O_3$ и $ZrO_2-Y_2O_3 + 4,4$ мас.% $AlOOH$. В табл. 1 представлены результаты металлографического анализа образцов $ZrO_2-Y_2O_3$ и $ZrO_2-Y_2O_3 + 4,4$ мас.% $AlOOH$. Средний

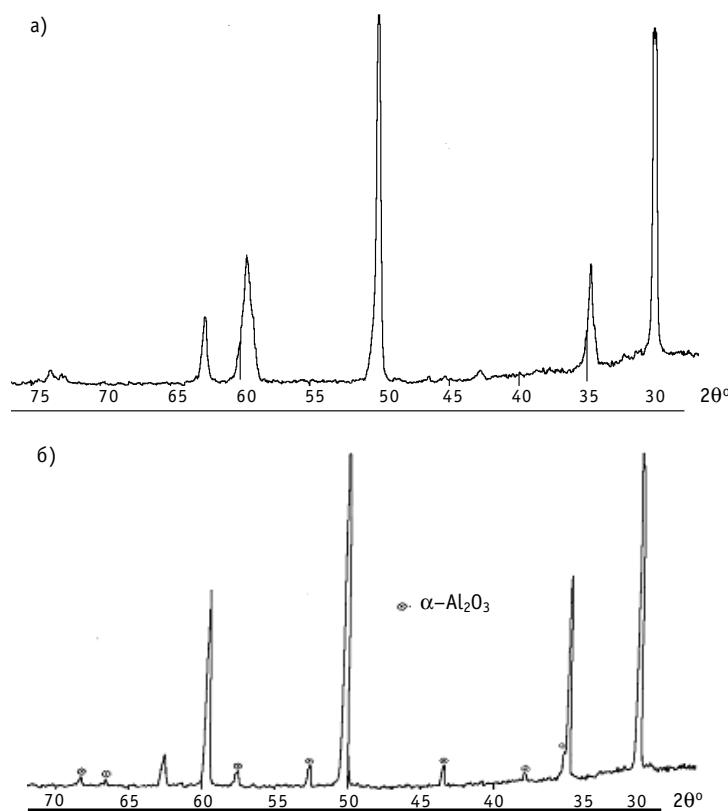


Рис. 3. Дифрактограммы таблеток, спеченных при температуре 1720°С: а) $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$; б) $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3 + 4,4$ мас. % AlOOH

размер зерна спеченных таблеток $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$ колеблется от 31 до 62 мкм. Таблетки $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3 + 4,4$ мас.% AlOOH имеют размер зерна в среднем от 44 до 62 мкм, причем размер отдельных зерен выше 80 мкм. Таким образом, добавка аэрогеля AlOOH приводит к увеличению размера зерна керамики $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$ при спекании. Кроме того, добавка аэрогеля в $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$ повышает микротвердость спеченных изделий (табл. 1).

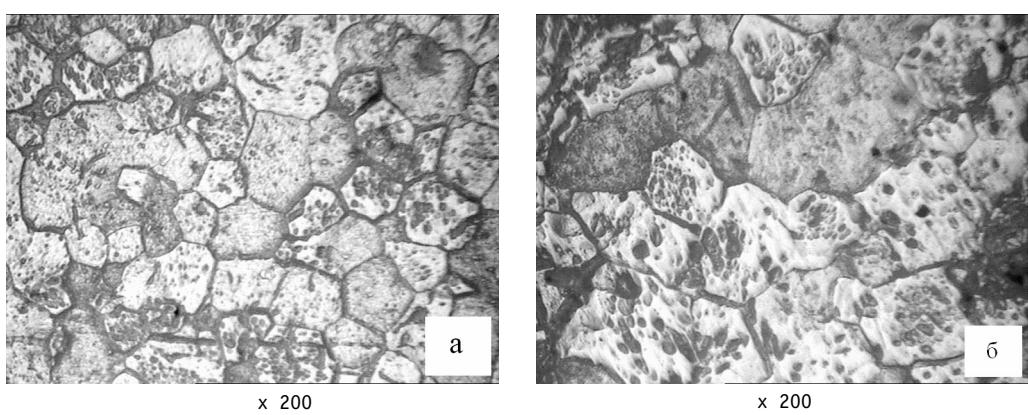
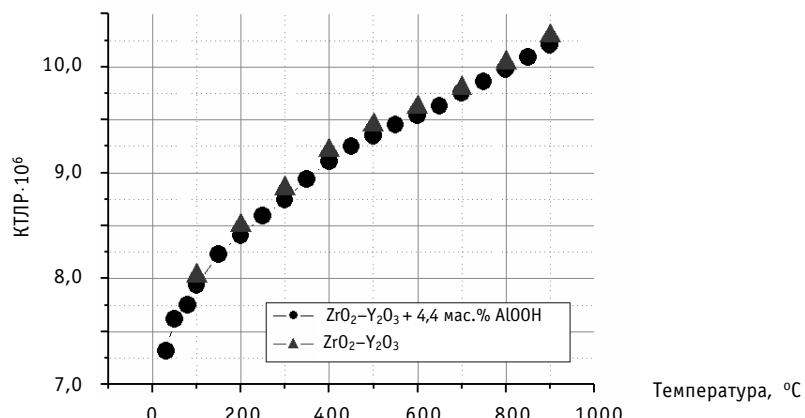


Рис. 4. Фотографии микроструктуры спеченных образцов $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3$ (а) и $\text{ZrO}_2\text{-Y}_2\text{O}_3 + 4,4$ мас.% AlOOH (б)

Рис. 5. Зависимость КТЛР образцов керамики ZrO₂-Y₂O₃ от температуры

Были проведены измерения коэффициента термического линейного расширения (КТЛР) спеченных изделий. На рис. 5 приведена зависимость КТЛР от температуры для образцов керамики двух составов: ZrO₂-Y₂O₃ и ZrO₂-Y₂O₃ + 4,4 мас.% AlOOH, спеченных при температуре 1720°C. Согласно этой зависимости добавка 4,4 мас.% аэрогеля практически не приводит к изменению КТЛР.

Проведены испытания таблеток на осевое сжатие до полного разрушения. Результаты испытаний представлены в табл. 2. Полученные результаты показали увеличение прочности ($\sigma_{сж}$) образцов с добавкой аэрогеля AlOOH в 1,5 раза.

Таблица 2

**Результаты испытаний
(средние значения) на осевое сжатие спеченных
образцов ZrO₂-Y₂O₃**

Количество образцов	Состав	? _{сж} , МПа
5	ZrO ₂ -Y ₂ O ₃	481
10	ZrO ₂ -Y ₂ O ₃ + 4,4 мас.% AlOOH	697

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведен ряд исследований по изучению влияния добавки аэрогеля AlOOH на свойства спеченных керамических изделий из ZrO₂-Y₂O₃.

Данный процентный состав добавки выбран в качестве начального приближения по исследованию аэрогеля AlOOH на прочность керамики. Необходимо дальнейшее исследование процентного содержания добавки аэрогеля AlOOH и ее влияние на прочность керамики.

В результате исследований на сжатие до полного разрушения установлено, что добавка 4,4 мас.% аэрогеля AlOOH в 1,5 раза увеличивает механическую прочность керамических изделий ZrO₂-Y₂O₃. Столь существенное увеличение прочности делает возможным значительное расширение области применений изделий из рассматриваемой керамики.

В результате исследований также установлено, что добавка AlOOH уменьшает параметр кристаллической решетки ZrO₂-Y₂O₃ и приводит к образованию α -Al₂O₃.

фазы; укрупняет размер зерна и повышает микротвердость спеченных изделий; практически не влияет на КТЛР.

Необходимо продолжить исследования упрочненной керамики $ZrO_2-Y_2O_3$, включая измерения электропроводности и ионной проводимости данной керамики в широком спектре условий испытаний, таких как температура, парциальное давление кислорода, проводимость, среда испытаний и т.д.

Литература

1. Химия и технология редких и рассеянных элементов/*Под ред. К.А. Большакова.* – М: Высшая школа, 1976. – Т.2.
2. Шевченко В.Я., Баринов С.М. Техническая керамика. – М.: Наука, 1993. – С. 197.
3. Мартынов П.Н., Асхадуллин Р.Ш., Курина И.С. и др. Изучение синтеза аэрогеля моногидрата оксида алюминия из расплава Ga-Al и исследование влияния малых добавок $Al_2O_3 \cdot H_2O$ в керамику/Сб.: Труды регионального конкурса научных проектов в области естественных наук. – Вып. 6. – 2004. – С. 252–265.
4. Курина И.С., Асхадуллин Р.Ш., Мартынов П.Н. и др. Использование добавок аэрогеля AlOOH при изготовлении топливных таблеток UO_2 , а также функциональной и конструкционной керамики ЯЭУ/Сборник трудов конференции МАЯТ-2 (п. Агой 19-23 сентября 2005). – С. 69.
5. Петрунин В.Ф., Попов В.В. и др. Образование высокотемпературных фаз в наночастицах диоксида циркония//Инженерная физика – 2003. – № 4. – С. 10.

Поступила в редакцию 14.05.2006

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ РАБОТОСПОСОБНОСТИ СТАЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ ЗАЦЕПЛЕНИЙ В СВИНЦОВОМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕ

А.В. Назаров, А.В. Безносов

Нижегородский государственный технический университет, г. Нижний Новгород



Приводятся результаты экспериментальных исследований ресурсных испытаний цилиндрических зубчатых зацеплений с эвольвентным профилем, и гидродинамических подшипников (ГДП), изготовленных из конструкционных сталей в свинце. Цель работы – изучение влияния характеристик свинцового теплоносителя (температуры, содержания примеси кислорода), условий работы зацепления (скорости вращения, нагрузки) материала и конструктивного выполнения зацепления на его работоспособность. Исследования проводились при температуре свинца 400–550°C, контролируемом содержании термодинамически активного кислорода в свинце, окружной скорости шестерни и колеса на делительной окружности 4,7–0,6 м/с, величине контактного напряжения в зацеплении 591–758 МПа. Подтверждена возможность работы зубчатых зацеплений в среде свинца.

ВВЕДЕНИЕ

Возросший интерес к использованию свинцового и свинец-висмутового теплоносителей в ядерных энергетических установках инициирует работы по созданию механизмов, работающих в этих теплоносителях. В главных циркуляционных насосах энергетических контуров, во вспомогательных насосах обслуживающих систем (осевых, центробежных, шестеренчатых, лабиринтно-винтовых), в механизмах систем управления и защиты реакторов, механизмах перегрузки ядерного топлива имеются рабочие узлы со взаимно перемещающимися поверхностями в среде жидкого металла. Работоспособность и надежность гидростатических подшипников (ГСП) и ГДП, зубчатых зацеплений и т.п. наряду с другими факторами, определяется физико-химическими характеристиками теплоносителей, в среде которых они работают.

Свинец и эвтектика свинец-висмут позволяют в рабочих условиях создать и поддерживать на поверхностях конструкционных материалов оксидные защитные покрытия. Они защищают материалы от коррозионного износа и, одновременно, существенно снижают коэффициенты трения, по сравнению с незащищенными поверхностями, уменьшая адгезионное взаимодействие поверхностей. При движении контактирующих поверхностей относительно друг друга в рассматриваемых теплоносителях возможно наличие между ними слоя жидкого металла, толщина которого больше суммарного размера микронеровностей. При кратковременном касании оксидированных поверхностей выделяющееся при этом тепло интенсивно отводится теплоносителем, под уровнем которого находятся поверхности.

© А.В. Назаров, А.В. Безносов, 2006

Сочетание условий взаимодействия оксидированных контактирующих поверхностей, постоянно или периодически разделяемых слоем жидкого металла с интенсивным отводом тепла последним из этой зоны, является благоприятным для работы трущихся пар.

НАПРАВЛЕНИЕ РАБОТЫ

В Нижегородском государственном техническом университете проводятся исследования влияния характеристик свинцового и свинец-висмутового теплоносителей (температуры, содержания примеси кислорода), состава защитного газа, условий работы зацепления (числа оборотов, условий нагрузки) материала и конструктивного выполнения зацепления на его работоспособность. Одновременно исследуются условия обеспечивающие работу ГДП.

Фотография и схема экспериментального участка представлены на рис. 1.

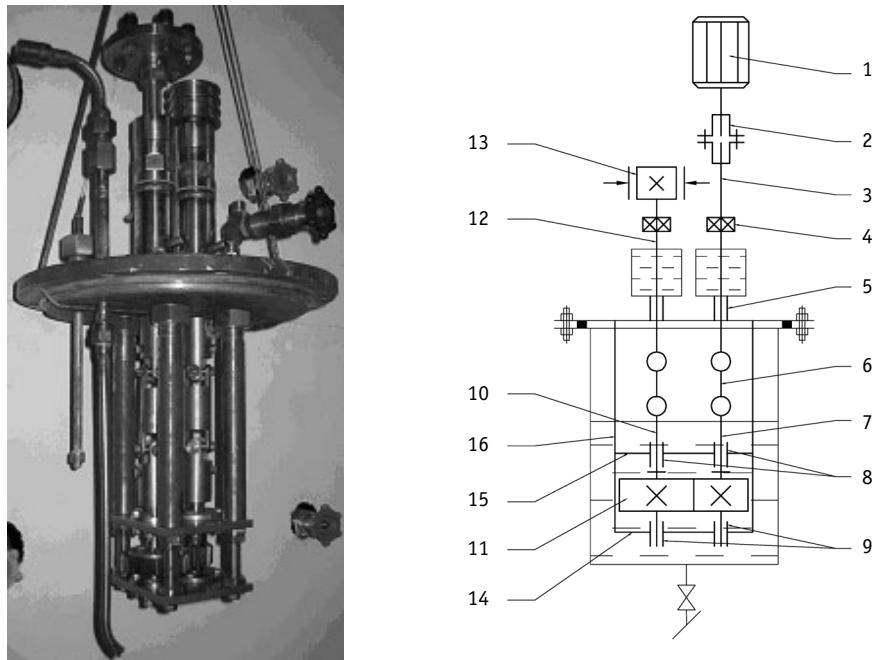


Рис. 1. Экспериментальный участок: а) – фотография; б) – схема: 1 – электродвигатель; 2 – муфта пальчиковая; 3 – вал привода шестерни; 4 – радиально-осевой шарикоподшипник; 5 – радиальный подшипник скольжения; 6 – карданный вал; 7 – шестерня; 8 – радиально-упорный ГДП; 9 – радиальный ГДП; 10 – вал колеса; 11 – колесо; 12 – вал тормоза; 13 – ленточный тормоз; 14 – нижняя опорная плита; 15 – верхняя опорная плита; 16 – штанга крепления

Рабочие условия испытаний: свинец при температуре 400–550°C, с контролируемым содержанием термодинамически активного кислорода. Защитный газ – аргон, водород, аргоно-водородная смесь, аргоно-кислородная смесь. Передача – прямозубая, цилиндрическая, наружного зацепления. Диапазон скорости вращения шестерни $n = (100\text{--}3500)$ об/мин, при контактных напряжениях в зацеплении $\sigma_H = (295\text{--}920)$ МПа. Межосевое расстояние зубчатых зацеплений 50 мм. Материал шестерни, колеса – конструкционные стали.

ПЕРВЫЙ ЭТАП ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Из-за отсутствия информации об аналогичных исследованиях, на первом этапе ставилась задача получения начальных данных, на основании которых корректиро-

вались условия проведения последующих этапов. На первом этапе были выбраны следующие параметры зацепления и характеристики испытаний: модуль зубьев $m = 3$; скорость вращения шестерни $n_1 = 3000$ об/мин, колеса $n_2 = 1500$ об/мин (окружная скорость шестерни и колеса на делительной окружности $v = 4.71$ м/с); передаточное число $i = 2$; материал шестерни и колеса сталь 40Х; материал втулок ГДП шестерни и колеса – сталь 12Х18Н10Т, материал вала шестерни – 40Х, колеса 12Х18Н10Т. Кон тактное напряжение в зацеплении $\sigma_h = 591$ МПа. Рабочая среда – свинец с температурой 450°C; с содержанием кислорода $a = 10^0$ (на линии насыщения).

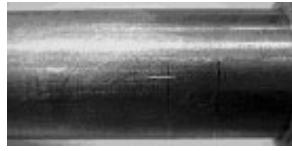
Через 7 ч испытаний, что соответствовало числу контактов зубьев шестерни $N_w = 1.260.000$ и колеса $N_k = 630.000$, произошло заклинивание зацепления. Последующая ревизия зацепления (табл. 1) показала, что заклинивание вызвано увеличением межосевого расстояния зацепления вследствие износа подшипников.

Зафиксирован износ цапфы вала ГДП колеса с парой трения из стали 12Х18Н10Т–12Х18Н10Т от исходного диаметра 15 мм до 10 мм, что составило 33% исходного значения. Поверхность цапфы вала ГДП колеса равномерно покрыта дефектами шириной 0.3–0.5 мм длиной до 1 мм и глубиной около 0.04 мм, по форме напоминающими вырывы чешуек материала с поверхности вала, что, вероятно, свидетельствует о изнашивании при заедании.

Зафиксирован износ цапфы вала ГДП шестерни с парой трения из стали 40Х–12Х18Н10Т от исходного диаметра 20 мм до 19 мм, что составило 5% исходного значения. Большая часть поверхности цапфы вала ГДП шестерни покрыта дефектами в виде кольцевых борозд (канавок) шириной 0.2–0.4 мм и глубиной до 0.2 мм.

Таблица 1

Фотографии зубчатых колес и ГДП до и после проведения экспериментов

Узел	До эксперимента	После эксперимента
Шестерня		
Колесо		
Цапфа вала ГДП шестерни		
Цапфа вала ГДП колеса		

Износ зубьев шестерни и колеса, в основном, обусловлен изменением (увеличением) межосевого расстояния в зацеплении.

Полученные результаты явились основанием для уменьшения скорости вращения элементов зацепления и изменению материала пар трения ГДП в процессе последующих испытаний.

ВТОРОЙ ЭТАП ЭКСПЕРИМЕНТОВ

На втором этапе были выбраны следующие параметры зацепления и характеристики испытаний: модуль зубьев $m = 2$; скорость вращения шестерни $n_1 = 1000$ об/мин, колеса $n_2 = 667$ об/мин (окружная скорость шестерни и колеса на делительной окружности $v = 2.1$ м/с); передаточное число $i = 1.5$; материал шестерни и колеса сталь 40Х13; втулок ГДП шестерни и колеса – сталь 40, материал вала шестерни и колеса сталь 40. Контактное напряжение в зацеплении $\sigma_H = 758$ МПа. Рабочая среда – свинец с температурой 450°C , с содержанием кислорода $a = 10^0$ (на линии насыщения). Через 140 ч испытаний, что соответствовало числу контактов зубьев шестерни $N_{\text{ш}} = 8.400.000$ и колеса $N_{\text{к}} = 5.602.800$, произошло заклинивание зацепления. Последующая ревизия зацепления (табл. 2, 3) показала, что заклинивание произошло вследствие износа и пластической деформации вершин зубьев шестерни. Характер изменения геометрии зубьев шестерни через 1.680.000, 3.120.000, 6.000.000 циклов их нагружения во время проведения второго этапа эксперимента показан в табл. 2.

Таблица 2

Характер износа зубьев шестерни на втором этапе эксперимента

Время работы зацепления	1.680.000 циклов нагрузки	3.120.000 циклов нагрузки	6.000.000 циклов нагрузки
Характер износа зуба шестерни			

Произошел износ цапфы вала ГДП шестерни с парой трения из стали Сталь 40–Сталь 40 от исходного диаметра 39.7 мм до 39.4 мм, что составило 1% исходного значения.

Обнаружен износ цапфы вала ГДП колеса с парой трения из стали Сталь 40–Сталь 40 от исходного диаметра 39.6 мм до 38.6 мм, что составило 3% исходного значения.

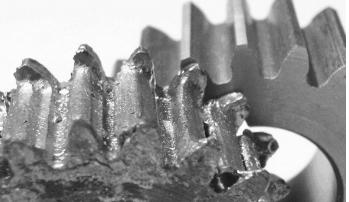
Характер повреждения рабочей поверхности: вала шестерни – кольцевые борозды шириной в основном 0.08–0.12 мм и глубиной 0.06–0.1 мм (фиксировались единичные кольцевые канавки шириной до 1 мм и глубиной до 0.2 мм), вырывы (углубления) максимальными размерами 0.2×0.2 мм, глубиной до 0.02 мм; вала колеса – кольцевые борозды шириной до 1.5 мм и глубиной до 0.5 мм.

Фотографии зубчатых колес и цапф валов ГДП до и после проведения второго этапа эксперимента представлены в табл. 3.

Сформированные до проведения эксперимента оксидные защитные покрытия на поверхностях зубьев разрушились, вероятно, в первые часы испытаний. Возможной причиной износа шестерни и колеса явилось истирание оксидных пленок на поверхностях зубьев, что привело к коррозионному воздействию жидкого металла на твердый, росту адгезивного взаимодействия поверхностей зубьев.

Таблица 3

**Фотографии зубчатых колес и цапф валов
ГДП до и после проведения второго этапов
эксперимента**

Узел	Фотографии
Шестерня	
Колесо	
Цапфа вала ГДП шестерни	
Цапфа вала ГДП колеса	

Следует отметить, что очистка свинца в проведенных экспериментах производилась посредством механического удаления с зеркала теплоносителя оксидов свинца и оксидов конструкционных материалов, оксидов: Fe, Gr, Ni, Ti. Предположительно в результате первого этапа эксперимента концентрация растворенных компонентов конструкционных материалов в свинце достигла состояния насыщения (продукты износа зацепления и подшипников), концентрация свободного кислорода в свинце снижалась за счет их окисления. Это должно было бы фиксироваться датчиками активности кислорода, выполненных в виде гальванических концентрационных элементов. Показания двух независимых датчиков свидетельствовали о насыщении теплоносителя кислородом. На втором и третьем этапах эксперимента после прекращения работы зацепления и вскрытия емкости поверхность свинца была полностью закрыта пленкой зеленоватого цвета, вероятно, оксидом хрома, местами покрытой бурым мелкодисперсным магнитным порошком – оксидом железа. В этих условиях фиксировалась активность кислорода в свинце на уровне его насыщения или близком к нему. Перед проведением исследований на втором и третьем этапах эксперимента

оксидирование производилось при помощи барботажа пара с температурой 120°С вводимого под зубчатое зацепление, в объем свинца.

КОНТРОЛЬ ГЕОМЕТРИИ ЗУБЬЕВ

В процессе этого и последующих этапов испытаний с целью промежуточного контроля состояния зубьев производились периодические (через 24–100 ч работы зацепления) остановки работы стенда, его расхолаживание и операции неразрушающего контроля геометрии зубьев зацепления. Контроль производился путем замеров ширины зубьев на делительной окружности и замеров площади зубьев, при помощи снятия с них отпечатков, вдавливанием в расплавленную сургучную массу, после застывания и механической обработки которой получался слепок. Далее проводилась цифровая фотосъемка торца слепка, обработка полученного изображения, измерение характерных размеров зуба по масштабированной фотографии слепка.

Фотография общего вида слепков зубьев шестерни и колеса представлена на рис. 2.

После проведения этих замеров происходила сборка установки и ввод ее в работу.



Рис. 2. Фотография общего вида слепков зубьев шестерни и колеса

ТРЕТИЙ ЭТАП ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Целью последующих исследований являлось определение условий работы зацепления, при которых на рабочих поверхностях шестерни и колеса сохраняются (либо не разрушаются, либо доформируются) оксидные защитные покрытия.

Последующие испытания на третьем этапе проводились с условиями аналогичными второму этапу эксперимента. Основное отличие этого эксперимента заключалось в ступенчатом изменении скорости вращения шестерни в интервале 750–300 об/мин ($n_1 = 750$ об/мин, $v = 1.57$ м/с; $n_1 = 700$ об/мин, $v = 1.47$ м/с; $n_1 = 600$ об/мин, $v = 1.26$ м/с; $n_1 = 500$ об/мин, $v = 1.05$ м/с; $n_1 = 300$ об/мин, $v = 0.63$ м/с). Было определено, что при числах оборотов шестерни менее или равной 500 об/мин фиксируется не смачивание поверхностей зацепления свинцовым теплоносителем. При числах оборотов шестерни 600 об/мин наблюдается частичное смачивание трущихся поверхностей зубьев. Увеличение числа оборотов до 700–750 об/мин приводило к полному разрушению оксидных покрытий, смачиванию рабочих поверхностей жидким металлом.

Суммарное время работы зацепления в процессе третьего этапа испытаний составило 514 ч, число циклов контакта зубьев шестерни $N_{ш} = 16.473.000$, число циклов контакта зубьев колеса $N_{к} = 10.982.000$. На момент прекращения испытаний заклинивание зацепления не произошло, несмотря на то, что часть времени зацепление проработало со смоченными поверхностями зубьев.

На рис. 3 представлены зависимости изменения относительной площади поперечного сечения зуба шестерни в течение второго этапа испытаний – при числе оборотов шестерни 1000 об/мин, и во время третьего этапа испытаний с указанием скорости вращения шестерни, времени работы на этой скорости (в процентах от времени эксплуатации), состояния рабочих поверхностей.

На рис. 4 представлены зависимости изменения относительной ширины зуба шестерни на делительной окружности в течение второго этапа испытаний – при числе

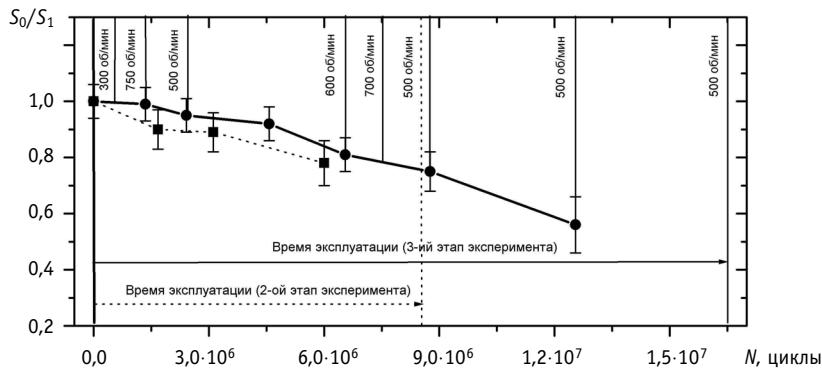


Рис.3. Изменение относительной площади поперечного сечения зуба шестерни в зависимости от количества циклов нагружения:■..... – второй этап эксперимента – скорость вращения шестерни 1000 об/мин, время работы 100% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности смочены);

—●— – третий этап эксперимента:

- скорость вращения шестерни 300 об/мин, время работы 2% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности не смочены);
- скорость вращения шестерни 500 об/мин, время работы 61% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности не смочены);
- скорость вращения шестерни 600 об/мин, время работы 25% от полного времени эксплуатации (частичное смачивание);
- скорость вращения шестерни 700 об/мин, время работы 6% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности смочены);
- скорость вращения шестерни 750 об/мин, время работы 6% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности смочены)

оборотов шестерни 1000 об/мин, и во время третьего этапа испытаний с указанием скорости вращения шестерни, времени работы на этой скорости (в процентах от времени эксплуатации), состояния рабочих поверхностей.

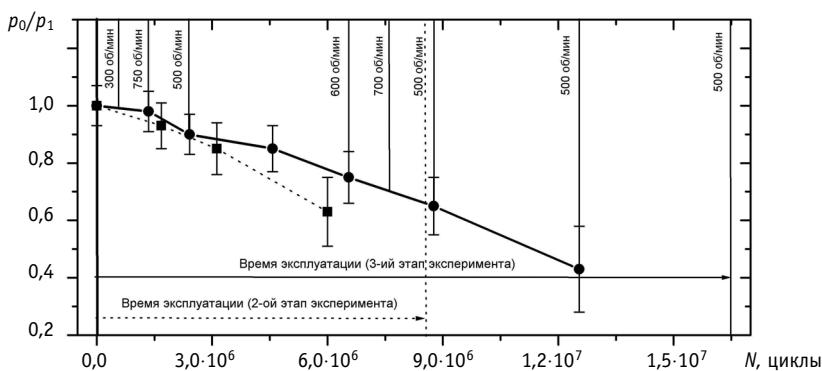


Рис.4. Изменение относительной ширины зуба шестерни на делительной окружности в зависимости от количества циклов нагружения:■..... – второй этап эксперимента – скорость вращения шестерни 1000 об/мин, время работы 100% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности смочены);

—●— – третий этап эксперимента:

- скорость вращения шестерни 300 об/мин, время работы 2% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности не смочены);
- скорость вращения шестерни 500 об/мин, время работы 61% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности не смочены);
- скорость вращения шестерни 600 об/мин, время работы 25% от полного времени эксплуатации (частичное смачивание);
- скорость вращения шестерни 700 об/мин, время работы 6% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности смочены);
- скорость вращения шестерни 750 об/мин, время работы 6% от полного времени эксплуатации (рабочие поверхности смочены)

Ход кривых на рис. 3, 4 показывает, что интенсивность изнашивания зуба шестерни при 1000 об/мин выше, чем при меньших скоростях вращения, относительная ширина зуба уменьшается быстрее, чем его площадь поперечного сечения. Исследования на третьем этапе эксперимента, с учетом погрешности, не позволяют однозначно говорить об интенсивности изнашивания при различных скоростях вращения шестерни: 750, 700, 600, 500, 300 об/мин.

Износ цапфы вала ГДП шестерни и колеса от исходного диаметра 39.8 мм до 39.7 мм составил 0.1 мм за 514 ч.

Характер повреждения рабочих поверхностей: вала шестерни – кольцевые борозды шириной в основном 0.04–0.08 мм и глубиной до 0.04 мм; вала колеса – кольцевые борозды шириной до 0.2 мм и глубиной до 0.1 мм. Образование этих дефектов объясняется накоплением в зазоре подшипников продуктов износа и коррозии в виде агломератов площадью до 10 mm^2 и толщиной до 0.2 мм, т.е. наблюдается коррозионно-механический и абразивный механизмы изнашивания. Одним из методов решения этой проблемы является полная или частичная замена «гладких» рабочих поверхностей ГДП многозаходными профилированными винтовыми нарезками, обеспечивающими циркуляцию теплоносителя через зазор подшипника с его охлаждением и удалением абразива. Такая опора обладает большей грузоподъемностью по сравнению с ГДП из-за возникновения радиальной гидростатической силы при эксцентричном положении вала. На данный момент авторами проводятся исследования, направленные на изучение особенностей работы этих опор в свинце.

На рабочих поверхностях зубьев колеса и шестерни зафиксированы микродефекты кратерообразной формы, размерами 0.002–0.04 мм и единичные дефекты, размеры которых достигают 0.4 мм в диаметре. Вероятно, характер дефектов свидетельствует об усталостном изнашивании (усталостное выкрашивание).

Прогнозируемые теоретические механизмы изнашивания фрикционных поверхностей из стали в среде свинца при температурах более 400°C: усталостное, абразивное, коррозионное, а также изнашивание при заедании и адгезионное изнашивание. В условиях проведенных экспериментов, вероятно, преобладал адгезионный и коррозионно-механический износ рабочих поверхностей зубчатых зацеплений.

ВЫВОДЫ

Экспериментально доказана возможность работы зубчатых зацеплений, изготовленных из стали 40Х13, в свинцовом теплоносителе на протяжении 500 ч при температуре 450°C, содержании термодинамически активного кислорода в свинце, близком к насыщению, величине контактного напряжения в зацеплении 758 МПа, скорости вращения шестерни равной 500 об/мин или менее с передаточным числом зацепления 1,5 (окружная скорость шестерни и колеса на делительной окружности 2.1 м/с).

Исследования показали, что возможная основная причина разрушения рабочих поверхностей ГДП заключается в накоплении в зазоре подшипника продуктов коррозии и износа материалов подшипника и контура, выполняющих роль абразива.

Поступила в редакцию 14.07.2006

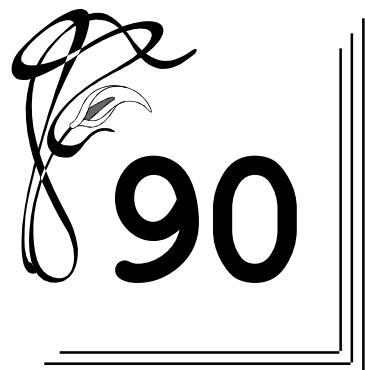


Лидия Николаевна Юрова

21 ноября 2006 года доктору физико-математических наук, Почетному профессору МИФИ Лидии Николаевне Юровой исполнилось 90 лет.

Л.Н. Юрова начала свою трудовую деятельность в 1938 г. после окончания Московского геолого-разведочного института. В течение ряда лет, включая военные годы, Л.Н. Юрова работала в геолого-разведочных экспедициях в качестве специалиста-геофизика. В 1945 г. Л.Н. Юрова поступила в Московский механический институт, где получила второе высшее образование. В 1950 г., после окончания аспирантуры под научным руководством действительного члена Украинской Академии наук профессора А.И. Лейпунского, начала свою педагогическую деятельность на кафедре № 5 (кафедре А.И. Лейпунского), став, по существу, заместителем заведующего кафедрой. В этом качестве участвовала в разработке учебных планов по новой специальности – физике ядерных реакторов, в организации учебного процесса и создании уникального лабораторного практикума. В 1954 г. она защитила диссертацию на ученую степень кандидата физико-математических наук. По инициативе Л.Н. Юровой и под ее непосредственным научным руководством с середины 50-х годов на кафедре был начат комплекс научных исследований по фундаментальным проблемам нейтронной физики и физике ядерных реакторов. Формируется постоянный научно-педагогический коллектив, организован научно-исследовательский сектор на кафедре и межкафедральная Проблемная физико-энергетическая лаборатория, давшая мощный импульс научным исследованиям в интересах ядерной энергетики и на других кафедрах института.

В 1960 г. Л.Н. Юрова сменила А.И. Лейпунского на посту заведующего кафедрой. В эти годы кафедра № 5 МИФИ становится головной по подготовке специалистов в области физики ядерных реакторов. Методические разработки, уникальные учебно-лабораторные установки и практикумы кафедры, разработанные под руководством и при непосредственном участии Л.Н. Юровой, тиражируются в других учебных заведениях в нашей стране и за рубежом. Разворачиваются научные расчетно-теоретические и экспериментальные исследования по перспективным направлениям физики ядерных реакторов. По инициативе и под научной редакцией Л.Н. Юровой издается периодический сборник научных трудов кафедры «Физика ядерных реакторов». Научные результаты исследований, выполненных под руководством Л.Н. Юровой, докладываются на всесоюзных и междуна-



родных конференциях. В 1966 г. Л.Н. Юрова защитила диссертацию на ученую степень доктора физико-математических наук.

Л.Н. Юрова была одним из инициаторов и энтузиастов строительства реактора ИРТ-МИФИ, пущенного в 1967 г. и создавшего новые возможности и базу для развития фундаментальных и прикладных исследований на кафедре и в институте. В течение ряда лет Л.Н. Юрова возглавляла Научно-технический совет реактора, принимала активное участие в формировании научных направлений и экспериментальных исследований на базе ИРТ.

По инициативе Л.Н. Юровой в 1977 г. кафедра выступила организатором всесоюзных межотраслевых научных семинаров по проблемам физики ядерных реакторов, которые стали традиционным форумом специалистов из научных учреждений отрасли, АЭС и вузов страны.

За долгие годы своей научно-педагогической деятельности Л.Н. Юрова проявила себя как талантливый организатор, руководитель научного коллектива, и как высококвалифицированный специалист в области физики ядерных реакторов и экспериментальных методов исследований. Она – соавтор более 200 научных работ, в том числе – двух монографий и шести авторских свидетельств. Под ее научным руководством подготовлено и защищено 19 кандидатских диссертаций. В течение длительного времени Л.Н. Юрова была членом ученого совета МИФИ, членом специализированных советов по защите диссертаций МИФИ и НИКИЭТ, членом экспертного совета ВАК, членом комиссии по атомной энергетике Минвуза СССР, членом редакционного совета секции «Ядерная энергетика» Атомиздата.

Научная, педагогическая и организационная деятельность Л.Н. Юровой отмечена рядом правительственные наград, в числе которых – орден «Знак Почета». Л.Н. Юрова имеет звания «Почетный работник высшего профессионального образования» и «Ветеран атомной энергетики».

После ухода с поста заведующего кафедрой Л.Н. Юрова продолжает свою научно-педагогическую деятельность в качестве профессора, профессора-консультанта кафедры. Она читает лекции студентам, консультирует научных сотрудников кафедры, принимает участие во всех научных мероприятиях кафедры и института. Лидии Николаевне одной из первых в институте в 1996 г. было присвоено звание «Почетный профессор МИФИ».

Имя Лидии Николаевны Юровой широко известно в научных центрах отрасли и в высших учебных заведениях, готовящих специалистов для атомной энергетики.

Сотрудники кафедры «Теоретическая и экспериментальная физика ядерных реакторов» факультета «Физика и экономика высоких технологий» МИФИ, коллеги по работе, многочисленные ученики поздравляют дорогую Лидию Николаевну с юбилеем, шлют ей свою благодарность за самоотверженный труд, желают здоровья, бодрости, неиссякаемой энергии и долгих лет жизни.