

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДА ИНТЕРВАЛЬНЫХ ВЫЧИСЛЕНИЙ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ОЦЕНОК ПОГРЕШНОСТЕЙ ХАРАКТЕРИСТИК ТОПЛИВА В ПРОЦЕССЕ КАМПАНИИ*

Д.А. Камаев, В.В. Колесов, В.Ф. Украинцев, Д.В. Хитрик

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



В работе приведены результаты применения метода интервальных вычислений для получения гарантированных оценок погрешностей концентраций нуклидов в процессе кампании реактора. В принципе, проблема зависимости точности концентраций нуклидов, получаемых в процессе кампании, от точности однокрупных констант может в какой-то степени быть решена с использованием формализма коэффициентов чувствительности и линейной теории возмущений. Однако такая процедура является весьма трудоемкой и не дает гарантированных оценок для получаемых концентраций. Нами предложена и реализована методика оценки погрешностей концентраций, основанная на интервальных вычислениях. Основным преимуществом этой методики является возможность получения гарантированных оценок концентраций.

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ИНТЕРВАЛЬНОЙ АРИФМЕТИКИ

Рассмотрим один из методов, позволяющий автоматически анализировать погрешность в процессе вычислений – интервальную арифметику. Метод достаточно широко освещен в литературе (см., например, [1]). Поэтому мы изложим лишь основные его положения.

Основная идея метода состоит в следующем. Пусть задана функция $f(x)$ от одной вещественной переменной x из интервала $X = [a, b]$, где a и b – некоторые числа, заданные точно. Диапазон изменения функции $f(x)$ на отрезке X есть множество

$$f(X) = \{y / y = f(x), a \leq x \leq b\} \quad (1)$$

которое, вообще говоря, может не быть известно точно (например, точные границы могут не достигаться). Однако всегда можно найти числа c и d , такие что

$$c \leq f(x) \leq d \text{ при } a \leq x \leq b. \quad (2)$$

Тогда множество, определенное в (1) будет содержаться в интервале $Y = [c, d]$, который можно определить как интервальную функцию F , связанную с f преобразованием интервала $X = [a, b]$ в интервал $Y = [c, d]$ способом, описанным выше, т.е.

$$Y = F(X). \quad (3)$$

© Д.А. Камаев, В.В. Колесов, В.Ф. Украинцев, Д.В. Хитрик, 2007

* Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект 05-08-65420)

Эта интервальная функция содержит вещественную функцию f в том смысле, что $f(x) \subset F(X)$. Также F должна быть монотонным включением – если интервалы X и Z таковы, что $X \subset Z$, то и интервал $F(X) \subset F(Z)$. Монотонная функция $F(X)$, являющаяся монотонным включением, называется интервальным расширением f . Аналогично можно рассмотреть интервальное расширение функции двух операндов (см. табл. 1). Ширинами интервалов X и Y являются соответственно $b-a$ и $d-c$.

Таблица 1

Основные интервальные операции

Операция	Интервальный результат	Ссылка
$[a, b] + [c, d]$	$[a+c, b+d]$	(4)
$k [a, b]$	$[k a, k b]$, если $k \geq 0$, $[k b, k a]$, если $k < 0$	(5)
$[a, b] - [c, d]$	$[a-d, b-c]$	(6)
$[a, b] [c, d]$	$[\min(a c, a d, b c, b d), \max(a c, a d, b c, b d)]$	(7)
$[a, b]^{-1}$	$[1/b, 1/a]$, если $a b > 0$, не определено в противном случае	(8)
$[a, b]^2$	$[\min(a^2, b^2), \max(a^2, b^2)]$, если $a b > 0$, $[0, \max(a^2, b^2)]$, если $a b \leq 0$	(9)
Составная операция:		
$[a, b] / [c, d] = [a, b] [c, d]^{-1}$ (не определено при $c d < 0$)		(10)

Важность интервального анализа для оценки погрешности состоит в том, что если можно вычислить интервальное расширение какой-либо вещественной функции $f(x)$, то $f(x) \in F(x)$, если $x \in X$. Результатом применения интервального расширения будет интервал, в котором гарантированно лежит результат в случае, если операнды изменяются в заданных интервалах.

В табл. 1 приводятся интервальные расширения для основных арифметических операций.

Определение квадрата интервала в (9), вообще говоря, не равно $[a, b] \cdot [a, b]$. Его можно использовать для вычисления $[a, b]^k$, где k – целое число.

Если мы имеем выражение, состоящее из набора арифметических операций и библиотечных функций, являющихся интервальными расширениями (с помощью специально реализованных процедур) точных операций и библиотечных функций, то результирующий интервал будет содержать результат соответствующих вычислений в точной вещественной арифметике.

РЕЗУЛЬТАТЫ ТЕСТОВЫХ РАСЧЕТОВ

Для проведения расчетов изотопной кинетики нами написан программный комплекс, основанный на методе матричной экспоненты. Одногрупповые константы рассчитываются на основе программы MCNP. В комплексе реализована как вещественная, так и интервальная арифметика. Комплекс позволяет учитывать в расчетах практически любое число нуклидов, для которых могут быть заданы одногрупповые нейтронные сечения.

Для верификации предлагаемого комплекса расчетов изотопной кинетики мы провели расчеты выгорания топлива в трехзонной ячейке LWR, содержащей MOX-топливо с обогащением 7% [2]. Спецификации ячейки приведены в табл. 2 и 3. В расчетах учитывались 359 нуклидов, для которых были рассчитаны одногрупповые сечения, которые рассчитывались на основе библиотек JENDL-3.2 и JEF-2.2. Мы также использовали погрешности в одногрупповых сечениях для ряда нуклидов из [3] (табл. 4).

Расчеты проводились до выгорания 50 ГВт-сут/т. Пересчет плотности потока нейтронов для сохранения линейной мощности проводился с шагом 5 ГВт-сут/т. Результаты наших расчетов для некоторых нуклидов приведены в табл. 5 в сравнении с результатами работы [2]. Как видно из таблицы, отличия полученных нами concentra-

Спецификации шестигранной ячейки с плутониевым МОХ-топливом

Таблица 2

V_m/V_f	1.1
Шаг решетки (см)	1.2204
Топливо (PuO_2+UO_2)	7.0
Обогащение по Pu (%)	900
Температура (К)	
Оболочка	Цирконий
Внешний диаметр (см)	0.95
Толщина (см)	0.065
Температура (К)	900
Замедлитель (H_2O)	
Температура (К)	600
Линейная мощность (Вт/см)	160

Ядерные концентрации ($\times 10^{24}/\text{см}^3$)

Таблица 3

Топливо	Обогащение 7% по Pu
U^{235}	6.194×10^{-5}
U^{238}	2.058×10^{-2}
Pu^{239}	1.367×10^{-3}
Pu^{240}	6.009×10^{-4}
Pu^{241}	2.418×10^{-4}
Pu^{242}	1.844×10^{-4}
O^{16}	4.608×10^{-2}
Оболочка	
Zr (natural)	3.702×10^{-2}
Замедлитель	
H	4.744×10^{-2}
O	2.372×10^{-2}

Погрешности одnogрупповых констант [3]

Таблица 4

Нуклид	Погрешности в %	
	Сечение деления	Сечение радиационного захвата
^{235}U	5	5
^{238}U	5	5
^{237}Np	5	7
^{239}Pu	5	5
^{240}Pu	6	7
^{241}Pu	7	9
^{242}Pu	9	10
^{241}Am	4	5
^{243}Am	25	2
^{242}Cm	40	3
^{243}Cm	6	12
^{244}Cm	20	5
^{245}Cm	5	5

ций от результатов работы [2] прекрасно укладываются в рамки рассчитанных нами погрешностей

ОЦЕНКА ПОГРЕШНОСТЕЙ ДЛЯ МОДЕЛЬНОЙ ЗАДАЧИ

Для оценки качества погрешностей, получаемых по методу интервальных вычислений, рассмотрим следующую модельную задачу: будем рассматривать только радиационный захват, деление и радиоактивный распад ^{242}Pu , ^{243}Pu и ^{243}Am . Тогда система дифференциальных уравнений имеет вид:

$$\frac{dN_{Pu42}(t)}{dt} = -\sigma_{cPu42} \Phi N_{Pu42}(t) - \sigma_{fPu42} \Phi N_{Pu42}(t) - \lambda_{Pu42} N_{Pu42}(t)$$

$$\frac{dN_{Pu43}(t)}{dt} = -\sigma_{cPu43} \Phi N_{Pu43}(t) + \sigma_{cPu42} \Phi N_{Pu42}(t) - \sigma_{fPu43} \Phi N_{Pu43}(t) - \lambda_{Pu43} N_{Pu43}(t)$$

$$\frac{dN_{Am43}(t)}{dt} = -\sigma_{cAm43} \Phi N_{Am43}(t) - \sigma_{fAm43} \Phi N_{Am43}(t) - \lambda_{Am43} N_{Am43}(t) + \lambda_{Pu43} N_{Pu43}(t).$$

Таблица 5

Сравнение концентраций и их погрешностей, рассчитанных по предлагаемой программе, с результатами из работы [2]

Ядерные концентрации ($\times 10^{-24}$) для выгорания 30 ГВт·сут/т				
Изотоп	Настоящая работа		Работа [2] (Б)	(Б-А)/Б $\times 100\%$
	Концентрация (А)	Погрешности, полученные из интервального анализа		
²³⁵ U	4.261×10^{-5}	1.9	4.240×10^{-5}	0.5
²³⁸ U	2.006×10^{-2}	0.1	2.005×10^{-2}	0.05
²³⁶ U	5.006×10^{-6}	5.9	5.233×10^{-6}	4.3
²³⁹ Pu	1.118×10^{-3}	4.0	1.124×10^{-3}	0.5
²⁴⁰ Pu	5.639×10^{-4}	5.4	5.675×10^{-4}	0.6
²⁴¹ Pu	2.933×10^{-4}	10.1	2.897×10^{-4}	1.2
²⁴² Pu	1.790×10^{-4}	6.1	1.750×10^{-4}	2.3
²⁴¹ Am	2.262×10^{-5}	7.9	2.207×10^{-5}	2,5
²⁴³ Am	3.224×10^{-5}	14.7	3.572×10^{-5}	9.7
²⁴⁴ Cm	1.445×10^{-5}	16.1	1.382×10^{-5}	4.6
¹³¹ Xe	1.915×10^{-5}	8.2	1.859×10^{-5}	3.0
¹³⁵ Cs	4.032×10^{-5}	8.2	4.279×10^{-5}	5.6
¹⁴⁷ Pm	6.339×10^{-6}	8.9	6.430×10^{-6}	1.4
Ядерные концентрации ($\times 10^{-24}$) для выгорания 50 ГВт·сут/т				
Изотоп	Настоящая работа		Работа [2] (Б)	(Б-А)/Б $\times 100\%$
	Концентрация (А)	Погрешности, полученные из интервального анализа		
²³⁵ U	3.269×10^{-5}	3.3	3.239×10^{-5}	0.9
²³⁸ U	1.970×10^{-2}	0.2	1.968×10^{-2}	0.1
²³⁶ U	6.920×10^{-6}	6.6	7.261×10^{-6}	4.7
²³⁹ Pu	1.006×10^{-3}	6.1	1.007×10^{-3}	0.1
²⁴⁰ Pu	5.275×10^{-4}	8.9	5.389×10^{-4}	2.1
²⁴¹ Pu	3.026×10^{-4}	15.4	2.976×10^{-4}	1.7
²⁴² Pu	1.799×10^{-4}	11.2	1.726×10^{-4}	4.2
²⁴¹ Am	3.144×10^{-5}	12.9	3.063×10^{-5}	2,6
²⁴³ Am	4.242×10^{-5}	19.0	4.900×10^{-5}	13.4
²⁴⁴ Cm	3.146×10^{-5}	19.4	2.958×10^{-5}	6.4
¹³¹ Xe	2.709×10^{-5}	10.1	2.591×10^{-5}	4.6
¹³⁵ Cs	6.538×10^{-5}	9.9	7.015×10^{-5}	6.8
¹⁴⁷ Pm	6.922×10^{-6}	11.8	7.309×10^{-6}	5.3

Таблица 6

Параметры системы уравнений

Изотоп	σ_c , барн	σ_f , барн	лс ⁻¹	$N_0 \times 10^{-24}$ ядер/см ³
²⁴² Pu	8.6749	0.4782	5.677×10^{-14}	1.0×10^{-4}
²⁴³ Pu	5.6121	11.5463	3.885×10^{-5}	1.0×10^{-4}
²⁴³ Am	28.8236	0.4607	2.976×10^{-12}	0

Соответствующие сечения, постоянные распада и начальные концентрации приводятся в табл. 6. Время выгорания топлива $T = 100$ сут, плотность потока нейтронов $\Phi = 3.92 \cdot 10^{14}$ нейтр/(с·см²).

Такая простая модельная задача позволяет нам определить: не переоценивает ли предлагаемый интервальный метод реальные пределы изменения концентраций нуклидов при вариации констант. Реальные пределы изменения концентраций нуклидов при изменениях одnogрупповых констант определялись нами простым перебором верхних и нижних значений границ одnogрупповых констант.

Проанализируем влияние возмущения сечений на концентрации нуклидов. Будем брать возмущения сечений равными 3%.

Табл. 7 дает нам погрешности концентраций, получаемые из метода интервальных вычислений. В последних трех столбцах приведены концентрации, посчитанные для реально возмущенных сечений (например, -3%; -3%; 3%; 3%; 3%; 3% соответствует 3-процентному уменьшению сечения радиационного захвата ²⁴²Pu, 3%-процентному уменьшению сечения деления ²⁴²Pu, 3-процентному увеличению сечения радиационного захвата ²⁴³Pu, 3-процентному увеличению сечения деления ²⁴³Pu, 3-процентному увеличению сечения радиационного захвата ²⁴³Am и 3-процентному увеличению сечения деления ²⁴³Am), и их отличия (в %) от концентраций, рассчитанных для невозмущенных сечений.

Таблица 7

Сравнение результатов интервальных вычислений с расчетами, использующими возмущенные сечения

Нуклид	Концентрация (×10 ⁻⁴)	Погр. (%)	-3%; -3%; 3%; 3%; 3%; 3%	3%; 3%; 3%; 3%; 3%; 3%	-3%; 3%; 3%; 3%; 3%; 3%
²⁴² Pu	9.6947×10 ⁻⁵	0.093	9.7038×10 ⁻⁵ (0.093%)	9.6857×10 ⁻⁵ (0.092%)	9.7028×10 ⁻⁵ (0.084%)
²⁴³ Pu	8.4852×10 ⁻⁹	3.1	8.2382×10 ⁻⁹ (2.9%)	8.7316×10 ⁻⁹ (2.9%)	8.7238×10 ⁻⁹ (2.8%)
²⁴³ Am	9.3312×10 ⁻⁶	0.38	9.2958×10 ⁻⁶ (0.38%)	9.3120×10 ⁻⁶ (0.21%)	9.2958×10 ⁻⁶ (0.38%)

Из последней таблицы видно, что как для ²⁴²Pu, так и для ²⁴³Pu и ²⁴³Am метод интервальных вычислений практически точно задает границы (верхние или нижние) изменения концентраций при изменениях сечений в ту или иную сторону.

В качестве следующего шага планируется сравнение погрешностей, определяемых по интервальному методу с погрешностями, получаемыми из коэффициентов чувствительности и линейной теории возмущений.

Литература

1. Алефельд Г., Херцбергер Ю. Введение в интервальные вычисления. – М.: Мир, 1987.
2. Stepanek J., Vontobel P. EIR Results for the HCLWR NEACRP Burnup Benchmark Obtained Using EIR Version of DANDE System and JEF Library: Отчет NEACRP-A-851 (1987).
3. Cathalau S., Ukrainsev V., Benslimane A. et al. Qualification of the JEF-2 Cross - sections in the Epithermal and Thermal Energy Ranges Using a Statistical Approach//Nuc. Sci. Eng. – 1995. – V. 121. – P. 326-334.

Поступила в редакцию 20.10.2006

НЕЙТРОННАЯ БИБЛИОТЕКА АКТИВАЦИОННЫХ ФАЙЛОВ «IEAF-2005» В ЭНЕРГЕТИЧЕСКОМ ДИАПАЗОНЕ ОТ 150 МэВ ДО 1 ГэВ

**А.Ю. Конобеев*, Ю.А.Коровин*, А.А. Наталенко*, С.А.Осыкин*,
Г.Б. Пильнов*, А.Ю.Станковский*, А.В. Тихоненко*, У. Фишер****

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

** *Institut fur Reaktorsicherheit, Forschungszentrum Karlsruhe, Germany*



В рамках расширения энергетического диапазона существующей библиотеки нейтронных активационных данных IEAF-2001 (The Intermediate Energy Activation File) авторами был создан набор файлов нейтронных активационных данных для 682 нуклидов от ^1H до ^{210}Po для энергий первичных нейтронов от 150 МэВ до 1 ГэВ. Для расчета использовались ядерные модели, реализованные в программах MCNPX и CASCADE/INPE. Авторами проведен статистический анализ, а также корреляционные и МНК сравнения, с целью выбора оптимальных моделей для расчета активационных данных. Анализ проведен с использованием имеющихся в открытом доступе экспериментальных данных (библиотека EXFOR).

ВВЕДЕНИЕ

Проводимые в настоящее время исследования в области трансмутации отходов ядерного топливного цикла в электро- и термоядерных установках под действием частиц промежуточных и высоких энергий, требуют знания сечений накопления различных изотопов для большого числа стабильных и нестабильных ядер. Активационные данные необходимы как для изучения возможностей самого процесса трансмутации, так и для изучения поведения конструкционных материалов при их длительном облучении в установках с жестким нейтронным и протонным спектром. Кроме того, такие данные необходимы в ядерной астрофизике; для оценки скоростей производства тяжелых химических элементов в процессах нуклеосинтеза, протекающих в звездах на различных стадиях их эволюции, развития моделей динамических процессов обмена веществом между звездами и межзвездной средой, галактиками и межгалактической средой. Большинство имеющихся в настоящий момент библиотек нейтронных активационных ядерных данных ограничены энергиями 150 МэВ, поэтому, исходя из необходимости расширения энергетического диапазона, было принято решение о создании новой библиотеки IEAF-2005, содержащей данные для энергий первичных нейтронов до 1 ГэВ (предыдущая версия библиотеки, IEAF-2001 [1], содержит нейтронные активационные данные до 150 МэВ). Расширение библиотеки в область более высоких энергий, в

© *А.Ю. Конобеев, Ю.А.Коровин, А.А. Наталенко, С.А.Осыкин, Г.Б. Пильнов,
А.Ю.Станковский, А.В. Тихоненко, У. Фишер, 2007*

первую очередь, влечет за собой значительное увеличение времени, затрачиваемого на расчет, т.к. число открытых каналов ядерных реакций быстро возрастает. В данной статье изложены методы расчета и оценки сечений в области энергий 150 МэВ

СТРУКТУРА БИБЛИОТЕКИ АКТИВАЦИОННЫХ ФАЙЛОВ IEAF-2005

Библиотека IEAF-2005 (Intermediate Energy Activation File) является библиотекой нейтронных ядерных данных, используемых для активационного анализа материалов нейтронами с энергиями до 1 ГэВ. Библиотека включает в себя набор отдельных файлов для 682 нуклидов. Каждый файл содержит данные по сечениям нейтронных реакций с ядрами мишеней от $Z = 1$ до $Z = 84$ в энергетическом диапазоне от 150 МэВ до 1 ГэВ

ВЫБОР МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ РАСЧЕТОВ СЕЧЕНИЙ

В настоящее время одной из наиболее популярных многоцелевых программ для расчета переноса частиц с энергиями до нескольких ГэВ в веществе является программа MCNPX [2]. Для описания ядро-ядерных взаимодействий в обсуждаемом энергетическом диапазоне в программе используются различные модели. Быстрая (каскадная) стадия реакции описывается моделями внутриядерного каскада – Bertini [3, 4], ISABEL [5, 6] и INCL4 [7]. Для расчета предравновесной стадии ядерной реакции включена предравновесная модель – MPM [8], испарительная стадия ядерной реакции представляется моделями Dresner [9] и ABLA [10], а для описания процесса деления ядер включены две модели – ORNL [11] и RAL [12]. Кроме того, в MCNPX интегрирована каскадно-испарительная модель CEM2k [13], описывающая всех стадии ядерной реакции.

В ИАТЭ на основе модифицированной дубненской каскадно-испарительной модели [14] создана программа CASCADE/INPE [15], последовательно описывающая все стадии протекания ядерной реакции.

Для создания нейтронной библиотеки активационных данных IEAF-2005 использовались программы MCNPX и CASCADE/INPE. Был проведен статистический анализ с целью выбора оптимальных моделей для расчета сечений образования остаточных ядер в зависимости от массового числа ядра-мишени. Анализ проводился на основе сопоставления факторов согласия рассчитанных сечений с экспериментальными данными для реакций под действием протонов.

Выбор экспериментальных данных и факторов согласия

Для проведения сравнительного анализа авторами были выбраны 3 999 экспериментальных точек (измерений) для более чем 1 000 реакций (р,хпурза) на различных ядрах с $Z = 6-84$ в энергетическом диапазоне $E = 150-1\,000$ МэВ из библиотеки EXFOR [16].

Распределение выбранных экспериментальных значений сечений взаимодействия протонов с ядрами мишени в зависимости от энергии налетающего протона и массового числа ядра-мишени приведены на рис. 1. При этом наиболее информативным энергетическим диапазоном является диапазон $E = 150-450$ МэВ (60% от общего числа выбранных экспериментальных данных), а также отдельные энергетические точки – 500 МэВ, 600 МэВ, 660 МэВ, 800 МэВ и 1 ГэВ. Для изотопов ^{27}Al и ^{209}Pb в библиотеке EXFOR представлено наибольшее количество экспериментальных значений (368 и 444 соответственно).

В качестве оценочного параметра выступала линейная комбинация факторов согласия [17]

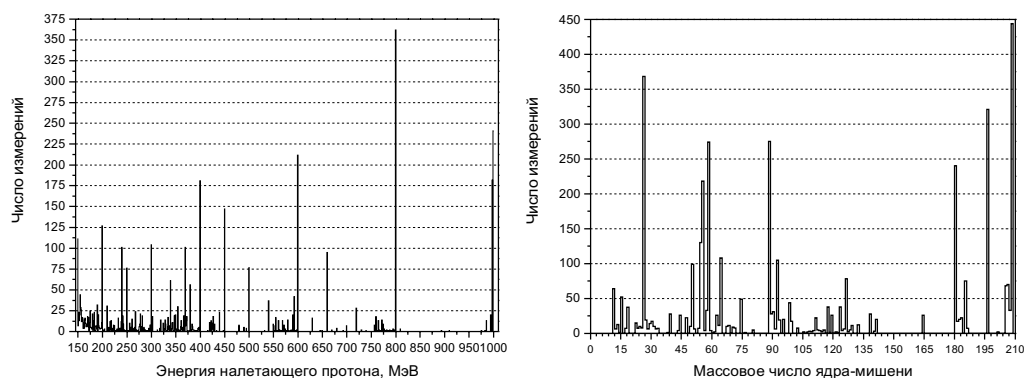


Рис.1. Распределения экспериментальных значений в зависимости от энергии налетающего протона (а) и массового числа ядра-мишени (б)

$$F = 10 \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\lg \sigma_i^{\text{exp}} - \lg \sigma_i^{\text{calc}})^2}$$

где N – общее число экспериментальных точек, σ_i^{exp} – экспериментальное значение сечения, σ_i^{calc} – вычисленное значение сечения.

$$H = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left(\frac{\sigma_i^{\text{exp}} - \sigma_i^{\text{calc}}}{\Delta \sigma_i^{\text{exp}}} \right)^2},$$

где $\Delta \sigma_i^{\text{exp}}$ – погрешность экспериментального значения сечения.

В данном случае фактор F позволяет наиболее адекватно и надежно оценить взаимосвязь между рассчитанными и экспериментальными данными, а фактор H позволяет учитывать погрешность экспериментальных данных.

Результаты факторного сравнения

Для выбора оптимальных моделей в зависимости от массового числа ядра-мишени, весь диапазон экспериментальных точек был разбит на примерно равные поддиапазоны по массовому числу ядра-мишени. Каждый поддиапазон включил порядка 400 экспериментальных точек, для которых были вычислены значения сечений выхода остаточных ядер для реакций типа (p, xnурза) по всем восьми расчетным моделям: Bertini/ABLA, Bertini/Dresner, CEM2K, INCL4/ABLA, INCL4/Dresner, ISABEL/ABLA, ISABEL/Dresner и CASCADE/INPE. На следующем этапе были проведены вычисления значений факторов для каждой реакции и линейной комбинации факторов с весом, равным суммарному значению каждого фактора для всех моделей в выбранном диапазоне массовых чисел ядра-мишени. Также были вычислены произведения факторов согласия F и H с такими весами. При расчете фактора согласия H исключалась из рассмотрения экспериментальная точка, если экспериментальная погрешность сечения не была указана авторами.

Результаты вычислений приведены в табл. 1 и 2.

На основе результатов, приведенных в табл.1–2, для каждого поддиапазона массовых чисел изотопов были отобраны оптимальные расчетные модели, рассчитанные значения сечений по которым наиболее точно согласуются с существующими на сегодняшний день экспериментальными данными. В табл. 3 представлены выбранные модели для каждого поддиапазона. На их основе производился расчет сечений для библиотеки IEF-2005.

Таблица 1

Значения линейной комбинации нормированных факторов согласия H и F в зависимости от поддиапазона массового числа ядер-мишени

Поддиапазон А ядра-мишени	Bertini/ ABLA	Bertini/ Dresner	CEM2K	INCL4/ ABLA	INCL4/ Dresner	ISABEL/ ABLA	ISABEL/ Dresner	CASCADE
12–19	0.297	0.283	0.241	0.352	0.337	0.252	0.237	
23–27	0.280	0.185	0.220	0.314	0.174	0.325	0.234	0.269
28–55	0.262	0.273	0.286	0.239	0.242	0.255	0.268	0.175
56–59	0.240	0.208	0.241	0.292	0.221	0.280	0.240	0.277
60–89	0.294	0.306	0.189	0.290	0.301	0.242	0.234	0.143
90–124	0.381	0.220	0.210	0.270	0.196	0.291	0.230	0.202
125–181	0.266	0.280	0.215	0.266	0.274	0.247	0.241	0.212
182–197	0.284	0.302	0.202	0.280	0.321	0.206	0.248	0.156
206–209	0.260	0.290	0.297	0.242	0.278	0.204	0.247	0.182

Таблица 2

Значения произведения нормированных факторов согласия H и F в зависимости от поддиапазона массового числа ядер-мишени

Поддиапазон А ядра-мишени	Bertini/ ABLA	Bertini/ Dresner	CEM2K	INCL4/ ABLA	INCL4/ Dresner	ISABEL/ ABLA	ISABEL/ Dresner	CASCADE
12–19	0.022	0.020	0.0143	0.030	0.028	0.016	0.014	
23–27	0.019	0.007	0.012	0.021	0.006	0.026	0.009	0.018
28–55	0.017	0.019	0.020	0.014	0.015	0.016	0.018	0.008
56–59	0.014	0.010	0.014	0.021	0.012	0.020	0.013	0.017
60–89	0.022	0.023	0.007	0.020	0.021	0.014	0.014	0.005
90–124	0.032	0.012	0.010	0.018	0.009	0.021	0.013	0.010
125–181	0.018	0.019	0.011	0.018	0.018	0.015	0.014	0.010
182–197	0.019	0.023	0.009	0.018	0.026	0.011	0.015	0.005
206–209	0.017	0.021	0.020	0.013	0.019	0.010	0.015	0.008

Таблица 3

Модели, рекомендованные на основе статистического анализа

Поддиапазон	Рекомендованная модель для расчета
1-H-1 – 2-He-4	MCNPX interpolation tables
3-Li-6 – 10-Ne-22	ISABEL/ Dresner
11-Na-23 – 13-Al-27	INCL4/Dresner
12-Mg-28 – 27-Co-55	CASCADE
29-Cu-56 – 28-Ni-59	Bertini/ Dresner
26-Fe-60 – 40-Zr-89	CASCADE
38-Sr-90 – 54-Xe-124	INCL4/ Dresner + CASCADE
50-Sn-125 – 75-Re-181	CEM2K
72-Hf-182 – 84-Po-210	CASCADE

Результаты корреляционного и МНК сравнений

В дополнение к статистическому анализу был проведен выбор наиболее оптимальных моделей, включенных в программы MCNPX и CASCADE/INPE, на основе корреляционного анализа и анализа на основе метода наименьших квадратов (МНК).

Сравнивались отобранные экспериментальные данные протонных реакций на нуклидах-мишенях с $Z = 6-84$ в энергетическом диапазоне $E = 150-1\ 000$ МэВ и расчетные данные, полученные с использованием представленных выше моделей. Ввиду большого числа существенно разнородных экспериментальных данных (как по количеству данных для разных реакций, так и степени их однородности внутри каждого диапазона) был произведен дополнительный их анализ и отбор с использованием фактора согласия, представленного в виде

$$D_i = \left| \frac{\sigma_i^{calc} - \sigma_i^{exp}}{\sigma_i^{exp}} \right|,$$

где σ_i^{exp} и σ_i^{calc} – экспериментальное и расчетное сечение для i -ой экспериментальной точки.

В качестве отбраковочного значения фактора D были выбраны максимальные оценки, равные 0.8 и 0.4. Оценки выбирались путем сопоставления наборов экспериментальных и рассчитанных для них теоретических данных. Выбранные оценки позволили не рассматривать теоретические данные, которые дают существенные расхождения с экспериментальными. В результате были получены два набора данных (файлов) со следующими характеристиками: при $D \leq 0.4$ общее количество экспериментальных измерений составило 1 624, количество рассматриваемых реакций (файлов) – 191, при $D \leq 0.8$ количество экспериментальных измерений – 2 124, количество рассматриваемых реакций (файлов) – 249. Каждый файл представлял собой массив экспериментальных точек (измерений) и расчетных модельных значений для определенного типа реакции.

Для анализа данных использовался прикладной пакет MATHCAD. Данные представлялись в виде векторов экспериментальных Y_0 и расчетных Y сечений (каждой j -ой ($j = 1, 2, \dots, 8$) модели соответствовал свой вектор Y). Для каждой модели вычислялись стандартные отклонения и ковариации с использованием операторов MATHCAD $stdev(Y_j)$ и $cvar(Y_0, Y_j)$ соответственно:

а) MMQ_j – векторы обратных значений сумм квадратов разностей экспериментальных и расчетных данных для i -ой реакции (максимальность компоненты вектора MMQ_i характеризует «наилучшее» согласие):

$$MMQ_j = \left(\sum_{i=1}^{i_{max}} (Y_{0i} - Y_{ji})^2 \right)^{-1};$$

б) COR_j – векторы корреляций экспериментальных и расчетных данных для i -ой реакции (максимальность компоненты вектора COR_j характеризует «наилучшую» корреляцию экспериментальных и расчетных сечений):

$$COR_j = \frac{cvar(Y_0, Y_j)}{stdev(Y_0) \cdot stdev(Y_j)};$$

в) MMQ_COR_j – вектор, компоненты которого являются произведениями компонент MMQ_j и COR_j (максимальность компоненты вектора MMQ_COR_i характеризует «наилучшее» согласие экспериментальных и расчетных сечений с учетом их корреляции).

Поскольку не для всех моделей и реакций имелись расчетные данные, при вычислении векторов MMQ_j , COR_j и MMQ_COR_j использовались специальные регуляризующие процедуры, учитывающие этот факт. Для анализа, основанного на частотном подходе, вычислялись нормированные на единицу значения этих векторов для каждой j -ой реакции. В результате обработанные данные получились в виде двух наборов трех $j \times i_{\max}$ матриц MMQ_{ij} , COR_{ij} и MMQ_COR_{ij} для двух максимальных значений фактора D , равных 0.4 и 0.8.

Полученные данные в виде матриц дают возможность определить суммы частот вкладов всех реакций для каждой из рассматриваемых моделей (см. рис. 2):

$$MMQ_j = \sum_{i=1}^{i_{\max}} MMQ_{ij}, \quad COR_j = \sum_{i=1}^{i_{\max}} COR_{ij}, \quad MMQ_COR_j = \sum_{i=1}^{i_{\max}} MMQ_COR_{ij}.$$

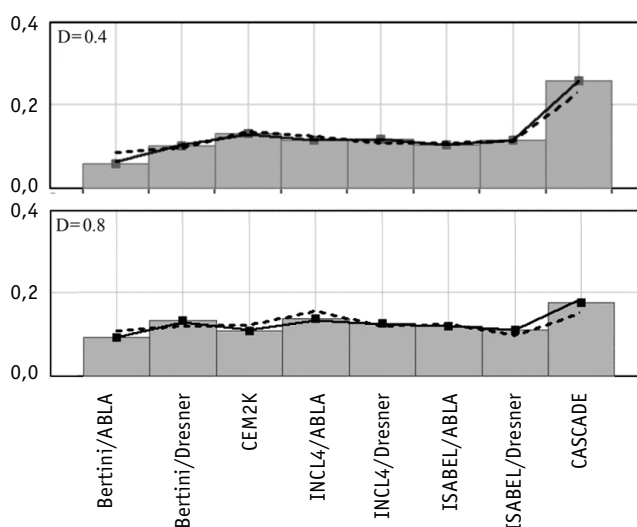


Рис. 2. Суммы частот вкладов всех реакций в зависимости от модели для $D \leq 0.4$ и $D \leq 0.8$:
 ■ – MMQ_COR_j ; — — — — MMQ_j ; - - - - COR_j

На основе проведенного анализа были сделаны выводы по корреляционному согласию расчетных моделей с экспериментальными данными в зависимости от поддиапазона массового числа ядер-мишеней. При этом анализ показал, что результаты выбора «наилучшей» модели одинаковы для массивов данных при значении фактора $D \leq 0.4$ и $D \leq 0.8$. Анализ проведен на основе МНК и корреляционных сравнений.

Модели, рекомендованные на основе МНК и корреляционных сравнений

Таблица 4

Поддиапазон	Модель
6-C-12 – 10-Ne-22	INCL4/Dresner
11-Na-23 – 13-Al-27	CEM2K
12-Mg-28 – 27-Co-55	CASCADE
29-Cu-56 – 28-Ni-59	ISABEL/Dresner
26-Fe-60 – 40-Zr-89	CASCADE
38-Sr-90 – 54-Xe-124	CASCADE
50-Sn-125 – 75-Re-181	ISABEL/Abla
72-Hf-182 – 84-Po-210	CASCADE

Основным критерием для представленных выше рекомендаций является метод МНК; корреляционные же данные лишь уточняют выводы, когда МНК дает близкие для моделей результаты. Необходимо отметить, что анализ, основанный на частотном подходе, устойчив к исходным данным, поскольку несет в себе интегральную характеристику входных данных.

ФОРМАТ ПРЕДСТАВЛЕНИЯ ДАННЫХ

Нейтронные активационные данные представлены с шагом 5 МэВ в энергетическом диапазоне от 150 до 250 МэВ, 25 и 50 МэВ в энергетических диапазонах от 250 до 600 МэВ и от 600 МэВ до 1 ГэВ соответственно. Все файлы записаны в формате ENDF-6 с использованием стандартных секций MF = 3, MT = 5 и MF = 6, MT = 5. В секции MF = 3, MT = 5 представлены суммы неупругих сечений реакций в зависимости от энергии налетающего нейтрона. В секции MF = 6, MT = 5 – коэффициенты выходов остаточных ядер в зависимости от энергии налетающего нейтрона (ключ LAW = 0). В начале секции записаны выходы p, d, t, He-3, He-4, а затем всех остаточных ядер. В секции MF = 6, MT = 5 данные приведены с учетом пороговых реакций. При этом первой энергетической точкой является точка, равная порогу реакции.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Расчет нейтронных сечений в области энергий 150-1000 МэВ проводился с использованием моделей, выбранных на основе проведенного статистического анализа и представленных в табл. 3. Корреляционные и МНК сравнения подтвердили корректность выбора расчетной модели программы CASCADE /INPE для соответствующих поддиапазонов массовых чисел ядер-мишеней. Результаты МНК и корреляционного анализа для всех остальных поддиапазонов отличается от факторного анализа. Это позволяет проводить дальнейшие исследования в соответствующих поддиапазонах и продолжать работы по корректировке моделей с учетом современных экспериментальных данных. Кроме того, и первый, и второй анализ показали, что практически на всем диапазоне массовых чисел, за исключением легких ядер, наиболее целесообразным является использование программы CASCADE/INPE.

Библиотека нейтронных активационных данных IEAF-2005, выход которой предполагается в 2007 г., может в будущем найти широкое применение в исследованиях в области трансмутации радиоактивных отходов, активации материалов и оборудования космических установок.

Литература

1. Fischer U., Konobeyev A., Korovin Yu. et al. Intermediate energy activation file 2001 (IEAF 2001) // Interner Bericht IRS-Nr. 10/01 – FUSION-Nr. 179. – August, 2001.
2. Hendricks J. S. et al. MCNPX Extensions Version 2.5.0 / LA-UR-05-2675. – 2005.
3. Bertini H.W. Low-Energy Intranuclear Cascade Calculation: // Phys. Rev. 131. – 1963. – 1801.
4. Bertini H.W. Intranuclear-Cascade Calculation of the Secondary Nucleon Spectra from Nucleon-Nucleus Interactions in the Energy Range 340 to 2900 MeV and Comparison with Experiments. // Phys. Rev. 188. – 1969. – 1711.
5. Yariv Y., Fraenkel Z. Intranuclear Cascade Calculation of High-Energies Heavy-Ion Interactions // Phys. Rev. – C 20. – 1979. – 2227.
6. Yariv Y., Fraenkel Z. Intranuclear Cascade Calculation of High-Energies Heavy-Ion Collisions: Effects of Interactions Between Cascade Particles // Phys. Rev. – C 24. – 1981. – 488.
7. Boudard A., Cugnon J., Volant C. Intranuclear Cascade Model for a Comprehensive Description of Spallation Reaction data. // Phys. Rev. – C 66. – 2002. – 044615.
8. Prael R.E. et al. Adaptation of the Multistage Preequilibrium Model for the Monte Carlo Method (I). // LA-UR-88-3238. – 1988.
9. Dresner L. EVAP, A Fortran Program for Calculation the Evaporation of Various Particles from Excited Compound Nuclei // ORNL – TM – 196. – 1962.
10. Junghans A.R. et al. Projectile-Fragment Yields as a Probe for the Collective Enhancement in the Nuclear Level Density. // Nuclear Physics A. – 629. – 1998. – P. 635-655.

11. *Alsmiller F.S. et al.* // Nucl. Sci. Eng. 79. – 1981. – P.147.
12. *Atchison F.* Spallation and Fission in Heavy Metal Nuclei under Medium Energy Proton Bombardment in Targets for Neutron Beam Spallation Sources // Jul-Conf-34. – Kernforschungsanlage Julich GmbH. – 1980.
13. *Mashnik S.G., Sierk A.J.* Recent Developments of the Cascade-Exciton Model of Nuclear Reactions // LA-UR-01-5390. – 2001.
14. *Барашенков В.С., Тонеев В.Д.* Взаимодействия высокоэнергетических частиц и атомных ядер с ядрами. – М.: Атомиздат, 1972.
15. *Барашенков В.С., Конобеев А.Ю., Коровин Ю.А., Соснин В.Н.* Компьютерная программа CASCADE/INPE // Атомная энергия. – 87. – 1999. – С. 283.
16. *McLane V.* EXFOR Basis. A Short Guide to the Nuclear Reaction Data Exchange Format // BNL-NCS-63380-2000/05-Rev., 2000.
17. International Codes and Model Intercomparison for Intermediate Energy Activation Yields // NSCDOC (97). – 1 January 1997.
18. *Booth T.E. et al.* MCNP – A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 5 // Volume I: Overview and Theory, LA-UR-03-1987. – 2003. – P. 2-109.

Поступила в редакцию 23.01.2007

КРИТИЧЕСКИЕ ЭКСПЕРИМЕНТЫ НА СТЕНДЕ БФС-2 В ПОДДЕРЖКУ РАЗМЕЩЕНИЯ МОХ-ТОПЛИВА В РЕАКТОРЫ БН

**А.Л. Кочетков, И.П. Матвеевко, М.Ю. Семенов, Ю.С. Хомяков,
А.М. Цибуля**

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



В поддержку Программы утилизации российского оружейного плутония в реакторах на быстрых и тепловых нейтронах проведены эксперименты на сериях критических сборок БФС. Для уточнения расчетных методов и констант, используемых при проектных разработках модели гибридной зоны реактора БН-600 на серии критических сборок БФС-62, проведена программа экспериментов. На пяти критических сборках измерялись распределения скоростей реакций, эффективности макетов органов СУЗ, натриевый пустотный эффект реактивности (НПЭР), спектральные индексы. Погрешность измеренных величин удовлетворительна для сравнений с расчетами. Расчетные результаты, выполненные по проектным и прецизионным программам с использованием современной библиотеки констант БНАБ-93, в основном, совпадают с измеренными в пределах заявленных погрешностей, за исключением распределения скоростей реакций деления в районе стального отражателя.

ВВЕДЕНИЕ

Одним из наиболее готовых и оптимальных вариантов утилизации российского плутония является его загрузка в реактор БН-600. Для этого разработаны разнообразные проекты загрузки активной зоны. Одна из них, где подзона из девяти одной тепловыделяющей сборки (ТВС) со смешанным уран-плутониевым топливом (в литературе – МОХ), располагается между урановыми зонами среднего и высокого обогащения, разработана в ГНЦ РФ-ФЭИ и называется гибридной. Кроме этого, в отличие от проекта, экран с двуокисью обедненного урана заменен стальным отражателем с поглотителем В₄С. Для исследования физических характеристик зоны такой довольно сложной структуры, в течение четырех лет, совместно с Японским институтом топливного цикла (JNC), проводились исследования [1] нейтронно-физических характеристик модели гибридной зоны на серии критических сборок БФС-62, собранных на стенде БФС-2 [2]. Поскольку величина НПЭР в МОХ-зонах может быть положительной и расчет стальных экранов представляет определенные сложности, исследования на критических сборках БФС-62 главным образом были сосредоточены на измерениях НПЭР и распределений скоростей делений, особенно в боковом экране.

Таблица 1

Серия критических сборок, моделирующих гибридную зону БН-600

№ п/п	Активная зона	Экран	Что будет изучаться
62-1	UO ₂	UO ₂	Модель активной зоны существующего БН-600
62-2	UO ₂	Стальной	Эффект замены экрана UO ₂ на стальной экран
62-3А	UO ₂ +МОХ	Стальной	Модель гибридной активной зоны БН-600
62-4	UO ₂ +МОХ	UO ₂	Эффект замены стального экрана на экран UO ₂
62-5	МОХ+(UO ₂)	UO ₂	Нейтронно-физические параметры в МОХ-вставке

ПРОГРАММА РАБОТ

Для исследований планировалось собрать и изучить серию из пяти критическихборок на стенде БФС-2 (см. табл. 1).

Первая из обозначенных выше конфигураций планировалась для моделирования активной зоны существующего реактора БН-600, состоящая из UO₂-топлива и окруженная боковым экраном из UO₂. Второй вариант БФС-62-2 получался из БФС-62-1 заменой стержней UO₂ бокового экрана стержнями с нержавеющей сталью в пределах сектора 120°. Затем часть активной зоны, входящей в состав зоны среднего и зоны большого обогащения, должна быть заменена на МОХ-топливо (гибридная зона БН-600- БФС-62-3А). При переходе к следующей конфигурации БФС-62-4 стальной экран будет вновь заменен на UO₂-экран. Пятый вариант БФС-62-5 будет содержать МОХ-топливо в центре критической сборки и является не полномасштабным вариантом модели реактора БН-600 с полной загрузкой МОХ-топливом.

Наибольший интерес с точки зрения исследования нейтронно-физических параметров для поставленной задачи представляет сборка БФС-62-3А, т.к. ее геометрические и физические параметры чрезвычайно близки к параметрам реактора БН-600 с гибридной зоной (см. табл. 2–5). В этих таблицах использованы общепринятые со-

Таблица 2

Размеры подзон, см

Подзона	ЗМО	ЗСО	ЗПО	ЗБО
БН-600	74	84	94	104
БФС-62-3А	73	83	97	105

Таблица 3

Количество делений в подзонах, %

Подзона	ЗМО	ЗСО	ЗПО	ЗБО
БН-600	42	17	22	19
БФС-62-3А	44	18	23	15

Таблица 4

Эффективность одиночных органов СУЗ

Реактор	БН-600		БФС-62-3А		
	Единицы измерения	% $\Delta k/k$	центы	% $\Delta k/k$	центы
КР		0.33	57	0.34 *	55
АЗ		0.53	92	0.55	89

* – внутреннее кольцо

Таблица 5

Спектральные индексы

Реактор	БН-600	БФС-62-3А
F28/F25	0.24	0.21
F49/F25	0.95	0.94

кращения: ЗМО, ЗСО, ЗБО – урановые под зоны малого, среднего и большого обогащения; ЗПО – под зона с плутонием (МОХ-топливо); КР – компенсатор реактивности, АЗ – стержень аварийной защиты F28/F25, F49/F25 – спектральные индексы (отношения скоростей реакций делений урана-238 и плутония-239 к урану-235).

На всех критических сборках серии БФС-62 планировалось провести измерения распределений скоростей реакций деления, эффективностей органов СУЗ, натриевого пустотного эффекта реактивности (НПЭР), а также доплер-эффекта. Главным экспериментом среди прочих считается эксперимент по определению НПЭР, поскольку число сборок с МОХ-топливом определялось разработчиками исходя из нулевого значения НПЭР.

ОПИСАНИЕ КРИТИЧЕСКИХ СБОРОК

Программа работ, изложенная в предыдущем параграфе, была выполнена на стенде БФС-2 в 1999–2002 гг. Результаты исследований опубликованы в препринтах ФЭИ [3–7].

Чтобы дать представление о размерах и структуре собираемых моделей, в табл. 6 приводится количество топливных стержней, стержней бокового экрана в различных подзонах серии сборок БФС-62 и их эквивалентные радиусы $R_{экв}$ или толщины $R_{экв}$, при том, что внешний диаметр труб стендов БФС равен 50 мм, а шаг решетки для установки – 51 мм. Высота всех зон с делением около 1 м. В ЗСО (только для БФС-62-1

Таблица 6

Композиция сборок серии БФС-62

Сборка	БФС-62-1	БФС-62-2	БФС-62-3А (-4)	БФС-62-5
	Количество топливных стержней			
ЗМО ~15% обогащения	511 ТС 24А3 + 24КР	511 ТС 24А3 + 24КР	649 ТС 24А3 + 72КР	193 ТС Pu+456 ТС U 24А3 + 72КР
$R_{экв}$ (см)	63	63	73	73 (37 для Pu)
ЗСО 18% обогащения	348 ТС+48КР	348 ТС+48КР	222 ТС	222 ТС
$\Delta R_{экв}$ (см)	20	20	10	10
ЗПО 17% обогащения	0	0	336 ТС	336 ТС
$\Delta R_{экв}$ (см)	0	0	14	14
ЗБО 21% обогащения	499 ТС	480 ТС	237ТС (242ТС для БФС-62-4)	171 ТС
$\Delta R_{экв}$ (см)	19	18	8	8
БЭ, труб (UO ₂ обедненный)	1840	1840 Модель не воспроизводящего экрана (сталь, бор) в секторе 120°	1840 Модель не воспроизводящего экрана в секторе 120° (для БФС-62-4 без)	1990
$\Delta R_{экв}$ (см)	~50	~50	~50	~50

ТС – топливный стержень;

А3 – макет стержня аварийной защиты;

КР – макет стержня компенсатора реактивности

и БФС-62-2) и ЗМО размещаются макеты стержней аварийной защиты (АЗ) и компенсаторов реактивности (КР) реактора БН-600. Каждый макет (АЗ и КР) моделируется четырьмя трубами БФС, поэтому 6 АЗ и 18 КР реактора состоят из 24 труб АЗ и 72 труб КР стенда БФС. Макеты органов регулирования моделируются в выведенном из реактора состоянии, поэтому в пределах зоны в них размещается натрий (гильзы СУЗ), а в верхней части – поглощающая композиция. Начиная со сборки БФС-62-3А, где появляется зона с плутонием (ЗПО), увеличиваются размеры ЗМО и при этом обогащение в этой зоне уменьшается до 14%.

ПРОВЕДЕННЫЕ ЭКСПЕРИМЕНТЫ НА СЕРИИ КРИТИЧЕСКИХ СБОРОК БФС-62

Измерения распределений скоростей делений

Распределения скоростей делений в радиальном и аксиальном направлениях измерялись при помощи малогабаритных камер деления [8], содержащих слои Pu-239, U-235 и U-238. Во время измерений камеры помещались в межтрубные зазоры критической сборки.

Абсолютные погрешности измерений составляют: для изотопа урана-235 около 1,5–2% в активной зоне с возрастанием до 3–4% в экранах; для урана-238 около 2–3% в активной зоне и 5–7% в экранах. Основные составляющие погрешностей:

- погрешность установки положения камеры;
- технологические разбросы в составе топливных стержней вблизи межтрубного зазора, где проводятся измерения;
- статистическая погрешность.

Комбинация этих погрешностей дает указанные выше величины. Примеры измеренных относительных радиальных распределений приводятся на рис. 1 и 2.

Отметим, что на появление плутониевой подзоны между ЗСО и ЗБО на критической сборке БФС-68-3А хорошо реагируют обе камеры (с ураном-235 и ураном-238), а на модель не воспроизводящего экрана на критических сборках БФС-62-2 и БФС-62-3А заметно реагирует только камера со слоем урана-235 (рис. 2).

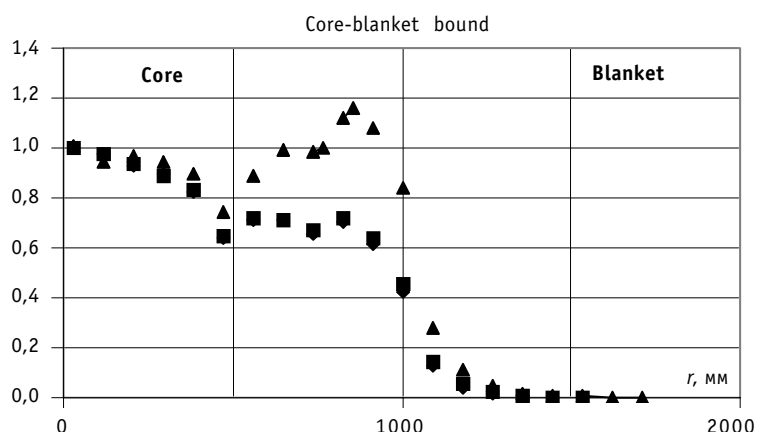


Рис.1. Радиальные распределения скоростей деления U-235: — 62-1; — 62-2; — 62-3А

Измерения отношений средних сечений

Некоторые отношения средних сечений деления и захвата могут хорошо описывать нейтронный спектр, поэтому их часто рассматривают как спектральные индексы. Обычно измерения этих отношений проводятся в центре активной зоны, где из-

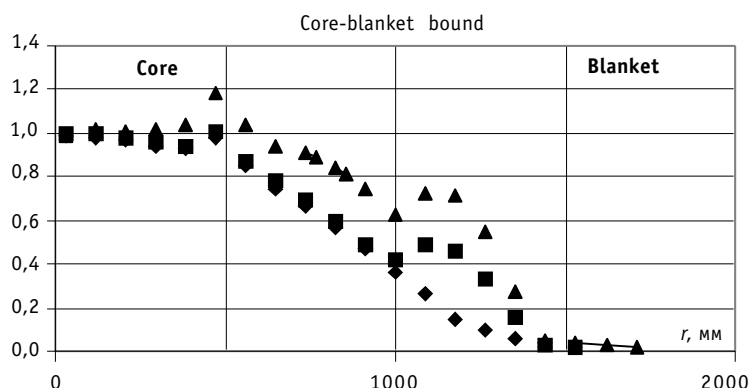


Рис. 2. Радиальные распределения скоростей деления U-235: —■— 62-1; —▲— 62-2; —◆— 62-3A

менения потока очень малы. Для измерений отношения средних сечений, так же, как и для измерений распределений скоростей делений, применялись малогабаритные камеры деления. Измерения проводились внутри одной периодической ячейки (17 см высотой) с шагом 10 мм и фиксировался средний результат. Калибровка камер деления проводилась в тепловом спектре графитовой колонны стенда БФС-2. В слой камеры с пороговым изотопом U-238 вводится известная доля не порогового U-235. При вычислении отношений средних сечений учтены следующие источники погрешностей:

- статистическая погрешность счета в камерах;
- погрешность в определении композиции слоев;
- неопределенность в знании тепловых констант;
- неопределенность знания отношений средних сечений деления для примесных изотопов в композиции слоев.

Статистическая погрешность при измерениях отношений средних сечений деления находилась в диапазоне 0.3–0.5% как для активной зоны, так и для тепловой колонны.

Погрешность установки камеры в заданную позицию по высоте достаточно мала (1–2 мм). Эта погрешность не принималась во внимание из-за малого изменения потока в центре активной зоны и тепловой колонны. Экспериментальная верификация показала, что соответствующая компонента погрешности для итогового отношения не превышает 0.2%.

Полная относительная погрешность измерения составляла около 1.5% для F49/F25 и 2.5% для F28/F25.

Результаты измерения отношений средних сечений деления на критических сборках БФС-62-1 и БФС-62-3А представлены в табл. 7.

Измерения натриевого пустотного эффекта (НПЭР)

Натриевый пустотный эффект (НПЭР) определяется как разность значений реактивности критической сборки в состояниях с натрием и без него в некоторой части активной зоны.

Изменение реактивности фиксируется цифровым реактиметром.

Методика измерения реактивности является неотъемлемой частью всех основных методик измерения на критических стендах БФС, таких как измерение НПЭР, измерение эффективности макетов органов СУЗ, реактивность малых образцов, изучение доплер-эффекта. Для измерений изменений реактивности критической сборки используется система, называемая реактиметром. В состав этой системы входят три нейтронных детектора, представляющих из себя ионизационные камеры, наполнен-

Таблица 7

Результаты измерения спектральных индексов на критических сборках БФС-62-1 и БФС-62-3А

Сборка \ Индекс	БФС-62-1	БФС-62-3А
F49/F25	0.943 ± 0.015	0.937 ± 0.015
F28/F25	0.0218 ± 0.0004	0.0202 ± 0.0004

ные ВF₃. Эти детекторы находятся на расстоянии 30-40 см от края активной зоны, в боковом экране (вместо стержней бокового экрана). Для повышения эффективности детекторов они окружены шестеркой труб с полиэтиленом в качестве замедлителя. Наличие между активной зоной и трубами с полиэтиленом стержней бокового экрана (UO₂ обедненный) делает незначительным влияние замедлителя на реактивность.

Изменение мощности критической сборки, возникающее после возмущения сборки, записывается и обрабатывается при помощи сложной цепочки электроники, включающей в себя измерительную линию с детектором – борной камерой, преобразователь «ток–частота» и персональный компьютер.

Экспериментальное значение реактивности сборки, зависящее от времени, определяется в режимах on-line и off-line при помощи программы-реактиметра, в основе которой решение обращенного уравнения точечной кинетики (метод ОРУК [9]), входными данными для которого являются табличные константы распада нуклидов-предшественников запаздывающих нейтронов (ЗН), а также экспериментальная информация в виде силы тока, частота которого пропорциональна мощности сборки. Эффект реактивности определяется как разность реактивностей сборки в двух состояниях. В режиме on-line результаты всех измерений всех трех детекторов усредняются, и погрешность каждого цикла определяется.

Источниками погрешностей определения реактивности по методу ОРУК являются: 1) параметры запаздывающих нейтронов a_i (относительная доля ЗН i -ой группы) и λ_i (постоянная распада предшественников ЗН) – в разных литературных источниках они разные, что приводит к различным окончательным результатам; 2) погрешности в a_i и λ_i в пределах одного литературного источника; 3) неточность расчета эффективных долей a_i ; 4) неточности математических моделей – модели пропорциональности обратной величины эффективности детектора, вводимой в сборку реактивности, и модели постоянства эффективности детектора после окончания введения реактивности; 5) отступлениями от линейности преобразования тока камер в частоту импульсов; 6) изменение эффективных долей a_i с изменением реактивности сборки; 7) нестабильность электронной аппаратуры измерительных каналов; 8) неучтенный пространственный эффект; 9) деление на различных изотопах; 10) 6-групповое приближение; 11) статистические погрешности массива чисел.

На базе многочисленных экспериментов на стендах БФС и ряда расчетов было установлено, что: полная погрешность реактивности в диапазоне от 0.3 $\beta_{эфф}$ до $-10\beta_{эфф}$ находится в пределах $\pm (1-10)\%$; погрешность реактивности монотонно возрастает с ростом абсолютной величины реактивности.

В условиях БФС при измерениях НПЭР пустота формируется путем замены натриевых блочков на пустые коробочки. Процедура проведения измерений довольно проста, однако изменение композиции топливных стержней требует немало времени. Большая часть экспериментальных результатов по НПЭР была получена путем суммирования эффектов реактивности от частичных замен блочков натрия на пустые

коробочки. Для компенсации потери реактивности благодаря удалению натрия (для поддержания критической сборки все время в надкритическом состоянии с реактивностью от $0.02 \beta_{эфф}$ до $0.15\beta_{эфф}$) производится замена некоторого числа стержней бокового экрана на топливные стержни ЗБО. Таким образом, число топливных стержней в ЗБО и радиус активной зоны меняются по мере увеличения натриевой пустоты.

На критической сборке БФС-62-2 было выполнено два эксперимента по определению НПЭР.

1. В первом эксперименте натрий удалялся из малого объема в центре критической сборки. Блочки натрия заменялись на пустые коробочки для 7 центральных по высоте ячеек 61 центральных ТС. Всего 840 блочков (11.76 кг) натрия было удалено. Полученное экспериментальное значение НПЭР составляет минус $(0.8 \pm 0.2) \cdot 10^{-2} \beta_{эфф}$.

2. Во втором эксперименте натрий удалялся из сектора 60° всех подзон: ЗМО, ЗСО и ЗБО. Этот сектор расположен в центральной части сектора 120° с чистым натрием. По высоте замена натрия на пустые коробочки была проведена в рамках активной зоны и верхнего торцевого экрана.

Результаты измерения НПЭР на БФС-62-2 представлены в табл. 8.

На критической сборке БФС-62-3А натрий удалялся из сектора 60° всех подзон: ЗМО, ЗСО и ЗБО. Этот сектор расположен в центральной части сектора 120° с чистым натрием. По высоте замена натрия на пустые коробочки была проведена в рамках активной зоны и верхнего торцевого экрана.

Результаты измерения НПЭР на БФС-62-3А представлены в табл. 9.

Измерения эффективности макетов органов СУЗ

Для измерения эффективности макетов органов СУЗ также был использован реактиметр. Система органов регулирования БН-600 на серии БФС-62 моделировалась следующим образом: 6 макетов (по 4 стержня БФС) органов компенсаторов реактивности (КР) – первое кольцо, на радиусе 38 см; 6 макетов органов аварийной защиты

Таблица 8

Результаты измерения НПЭР на БФС-62-2

Зона	Кол-во Na (кг)	НПЭР, центы *
ЗМО	70	$-11,1 \pm 0,5$
ЗСО	40	$-5,3 \pm 0,3$
ЗБО	55	$-12,9 \pm 0,4$

* – усредненные значения по двум экспериментам: замена блочков натрия на пустые коробочки и постановки их обратно, $\beta_{эфф} = 0.00726$.

Таблица 9

Результаты измерения НПЭР на БФС-62-3А

Зона	Кол-во Na (кг)	НПЭР, центы *
ЗМО	86	$-9,2 \pm 0,5$
ЗСО	26	$-2,5 \pm 0,3$
ЗПО	37	$-5,2 \pm 0,3$
ЗБО	30	$-11,5 \pm 0,5$

* – усредненные значения по двум экспериментам: замена блочков натрия на пустые коробочки и постановки их обратно, $\beta_{эфф} = 0.00617$.

(АЗ) – второе кольцо, на радиусе 49 см; 6 макетов КР – третье кольцо, на радиусе 69 см. Нумерация симметрично расположенных макетов в кольцах велась по часовой стрелке начиная с 12-часового. Все макеты моделировались во взведенном состоянии, когда поглощающие части находятся вне активной зоны. Замена гильзы СУЗ на поглощающую композицию (моделирование ситуации сброса стержня в реакторе) делалась в два этапа. Вначале из сборки краном одновременно извлекались четыре трубы БФС – макет соответствующей гильзы СУЗ и реактиметром по установившемуся периоду определялся эффект замены гильзы на пустоту (около минус 5 центов), а затем, после сборки в тех же 4-х трубах макета поглощающей композиции органа СУЗ, измерялась замена пустоты на поглотитель тем же методом. Суммарный эффект этих двух этапов для БФС-62-1 и БФС-62-3А представлен в табл. 10. Погрешность учитывает все источники, описанные выше для метода ОРУК. Пространственные эффекты учтены (использовались три датчика). Отметим, что эффективность органов при переходе от стандартной модели БН-600 к гибридной зоне меняется незначительно.

Таблица 10

Результаты измерения эффективности макетов органов СУЗ

Макет	Положение	Номер кольца	БФС-62-1 Общий эффект, центы	БФС -62-3А Общий эффект, центы
КР	центр	–	$-71,5 \pm 0,8$	$-56,3 \pm 0,8$
КР	6	1	$-57,5 \pm 0,8$	$-54,8 \pm 0,8$
АЗ	5	2	$-87,5 \pm 1,4$	$-87,8 \pm 1,3$
КР	5	3	$-41,7 \pm 0,7$	$-45,8 \pm 0,7$

$\beta_{\text{eff}} = 0.00726$ (БФС-62-1), $\beta_{\text{eff}} = 0.00617$ (БФС-62-3А).

РАСЧЕТНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

Ниже приводятся некоторые результаты расчетов, проведенные в лаборатории БНАБ ФЭИ.

Для анализа использовалась трехмерная диффузионная программа ТРИГЕКС с набором констант БНАБ-93 [11] в комплексе с ячеечной программой FFCR [12], позволяющей оценивать гетерогенную структуру критических сборок БФС. Кроме оценки эффектов гетерогенности, применялись методы, позволяющие оценить следующие поправки: транспортную, на групповость и частоту расчетной сетки. В табл. 11 приводятся результаты сравнений расчетных и экспериментальных (р/э) величин $K_{\text{эфф}}$. В расчетные величины введены все вышеуказанные поправки. Погрешность экспериментальных величин не хуже 5 центов. Кроме этого, в табл. 11 приводятся результаты расчетов по программе ММК-KENO [13] (метод Монте-Карло) в 299 энергетических группах БНАБ-93. Современная величина точности расчета $K_{\text{эфф}}$ оценивается не хуже $0.3\% Dk/k$ (с учетом экспериментов на критсборках), анализ результатов на серии БФС-62 подтверждает это.

В табл. 12 приводятся результаты анализа спектральных индексов (отношение расчета к эксперименту, Р/Э), выполненные по программе ТРИГЕКС с поправкой на структуру ячейки.

Суммарная величина отрицательного НПЭР для БФС-62-2 (из табл. 8) и БФС-62-3А (из табл. 9) недооценивается диффузионным расчетом с транспортными и сеточными поправками на 3-4 цента (см. табл. 13). Это хороший результат с точки зрения предсказаний безопасности таких систем.

На рис.3 приводятся сравнения рассчитанных и измеренных величин эффектив-

Таблица 11

Результаты расчетов $K_{эфф}$ (P/Э)

Метод расчета	БФС-62-1	БФС-62-2	БФС-62-3А
ТРИГЕКС, 26 групп	0.9978	0.9986	0.9977
ММК-KENO, 299 групп	0.9967*	0.9985*	1.0011*

* – статистическая погрешность 0.0004.

Таблица 12

Результаты анализа спектральных индексов (P/Э)

	F8/F5		F9/F5	
	P/Э	погрешность* (%)	P/Э	погрешность* (%)
БФС-62-1	1.018	±1.8	1.011	±2.1
БФС-62-2	0.991	±1.8	1.013	±2.1
БФС-62-3А	1.025	±2.0	0.997	±1.6

* – погрешность измерений 1σ.

Таблица 13

**Результаты анализа НПЭР
(все величины в центах)**

	P	P/Э	погрешность
БФС-62-2	-25.2	+4.1	±0.7
БФС-62-3А	-25.8	+2.6	±0.8

ностей макетов органов СУЗ (P/Э). Сравнения сделаны для макетов органов аварийной защиты (АЗ), компенсаторов реактивности (КР), в различных позициях (КЗ-5 – кольцо № 3, 5 позиция по часовой сверху) для трех критических сборок из серии. Расчеты предсказывают все эксперименты в диапазоне ±5%.

На рис. 4 и 5 приводятся сравнения расчетных и экспериментальных распределений скоростей реакций деления U-238 и U-235. Отметим, что на сборках со стальным отражателем (БФС-62-2 и БФС-62-3А) отличие P/Э достигает 25% в распределения U-235, однако используемая для расчетов программа ТРИГЕКС не рассчитана (не тестирована) на использование в таких средах.

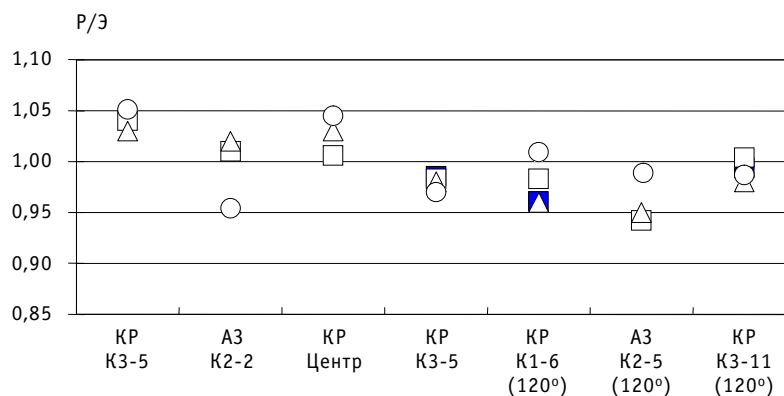


Рис. 3. Результаты анализа эффективностей макетов органов СУЗ (P/Э): — □-1; —○-2; —62-3А

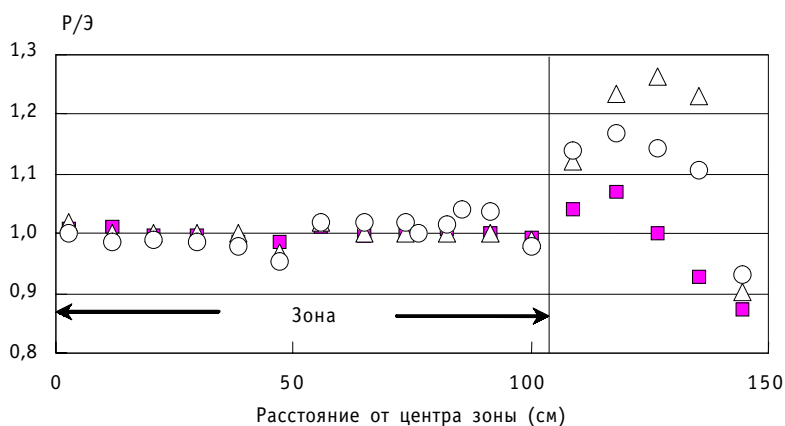


Рис.4. Сравнение (P/Э) относительных распределений скоростей реакций деления U-235:
 ■ – БФС-62-1; △ – БФС-62-2; ○ – БФС-62-3А

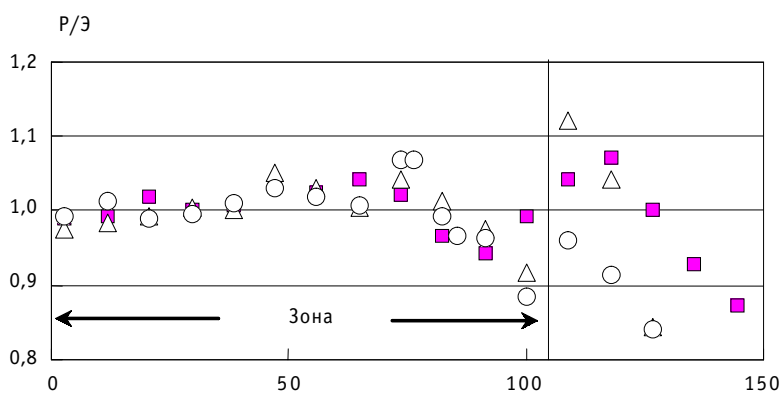


Рис.5. Сравнение (P/Э) относительных распределений скоростей реакций деления U-238:
 ■ – БФС-62-1; △ – БФС-62-2; ○ – БФС-62-3А

ВЫВОДЫ

1. Впервые проведены эксперименты и их анализ на серии критических сборок БФС-62 в поддержку проекта гибридной зоны БН-600 с МОХ-зоной и стальным не воспроизводящим боковым отражателем.
2. Исследования были сосредоточены на измерениях НПЭР, эффективностей макетов органов СУЗ и распределений скоростей реакций делений.
3. Рассчитанные величины совпадают с измеренными в пределах заявленных погрешностей, за исключением распределения скоростей реакций деления в районе стального отражателя.

Авторы выражают благодарность иностранным коллегам из Японского института топливного цикла Макото Ишикаве и Акира Шоно за поддержку работы и вклад в нее; сменному персоналу стенда БФС-2, экспериментаторам лаборатории № 68 ФЭИ – Н.А. Колоскову, Е.Н. Кузину, А.В. Шапарю, разработчику программы ТРИГЕКС А.С. Серегину, без которых данная работа не состоялась бы.

Литература

1. Yamato A. *et al.* The Present Status of JNC's International Cooperation for the Disposition of Russian Surplus Weapons Plutonium/ The 3rd Annual JNC International Forum on the Peaceful Use of Nuclear Energy (Feb. 20-21, 2001, Tokyo, Japan). – P. 93-96.

2. *Казанский Ю.А. и др.* Методы изучения реакторных характеристик на критических сборках БФС. – М.: Атомиздат, 1977.
3. *Белов С. и др.* Результаты экспериментов на критической сборке БФС-62-1/Препринт ФЭИ, 2808, 2000.
4. *Блыскавка А. и др.* Расчетно-экспериментальные исследования, выполненные на сборках БФС-62-1 и БФС-62-2/Препринт ФЭИ, 2822, 2000.
5. *Двухшерстнов В., Ефимов Е., Кочетков А. и др.* Расчетно-экспериментальные исследования, выполненные на сборках серии БФС-62-3/Препринт ФЭИ, 2853, 2000.
6. *Ефимов Е., Дулин В., Кочетков А. и др.* Результаты экспериментов на критической сборке БФС-62-4/Препринт ФЭИ, 2884, 2001.
7. *Двухшерстнов В., Кочетков А., Матвеев И. и др.* Результаты измерений на критической сборке БФС-62-5/Препринт ФЭИ, 2949, 2002.
8. *Белов С. и др.* Комплект малогабаритных ионизационных камер деления//ПТЭ. – 1990. – № 4. – С. 240.
9. *Готье Ж.К., Вест Ж.П., Матвеев И.П. и др.* Сравнение эффективности поглощающих стержней быстрых реакторов//Атомная энергия. – 1989. – Вып. 5. – С. 302-308.
10. Input data for BN-600 hybrid core benchmark calculations//Updated Codes and Methods to Reduce the Computational Uncertainties of the LMFR Reactivity Effects/Working Material of the First Research Coordination Meeting (Vienna, 24-26 November 1999). – IAEA-RC-803. IWGFR/100.
11. *Manturov G.N. et al.* ABBN-93 group constants system. Part 1: Nuclear Constants for Calculation of Neutron and Photon Radiation Fields//Nucl. Sci. & Tech.. Series: Nuclear Constants, Iss. 1. – М., 1996. – С. 59.
12. *Bezbordov A.A. et al.* Evaluation of Heterogeneous Effects by Method of the First Collision Probability in Fast Neutron Critical Assemblies//Nucl. Sci. & Tech. Series: Physics and Technology of Nuclear Reactors. – 1986. – Iss. 2. – P. 8.
13. *Blyskavka A.A. et al.* Complex code CONSYST//ММККЕНО to calculate nuclear reactors by the Monte-Carlo method in multi-group approximation with scattering indicatrix in Pn – approximation/Preprint IPPE-2887. – Obrninsk, 2001.

Поступила в редакцию 7.04.2006

НЕЙТРОННО-ФИЗИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ (^{233}U -Th- ^{238}U)- ТОПЛИВА В ЛЕГКОВОДНОМ РЕАКТОРЕ СО СВЕРХКРИТИЧЕСКИМИ ПАРАМЕТРАМИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

Е.Г. Куликов, А.Н. Шмелев, Г.Г. Куликов

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



Рассматривается привлекательность использования (U-Th)-топлива в легководном реакторе со сверхкритическими параметрами теплоносителя. Предполагается разбавлять ^{233}U в ^{238}U с целью повышения защищенности этого делящегося изотопа от несанкционированного использования. Сравнение различных топливных композиций осуществляется с точки зрения воспроизводства и достижимых выгораний; также сравниваются паразитные сечения поглощения. Рассмотрение проводится для случаев, когда в качестве конструкционного материала оболочки твэлов используется сплав на основе циркония, а также нержавеющая сталь.

ВВЕДЕНИЕ

В последние годы был предпринят ряд международных инициатив, в рамках которых рассматривались средне- и долгосрочные перспективы развития ядерной энергетики. Среди таких инициатив можно назвать проект «Международный форум “Поколение IV”», инициатором которого выступили США. В 2002 г. Консультативный комитет по исследованиям в области ядерной энергетики подготовил «технологический план действий» в отношении ядерных энергетических систем IV-го поколения. В результате для дальнейших совместных исследований и разработок были отобраны шесть инновационных концепций реакторных технологий и соответствующих технологий топливного цикла [1].

Одной из таких концепций является легководный реактор со сверхкритическими параметрами теплоносителя – высокотемпературный реактор, охлаждаемый водой под высоким давлением, с режимом работы выше термодинамической критической точки воды (Super-Critical Light Water Reactor (SCLWR)). По данному типу реактора уже начаты работы и предполагается, что в течение ближайших трех десятилетий такие реакторы могут быть введены в действие.

В ряде исследований [2, 3] рассмотрено использование обогащенного уранового, а также MOX-топлива в легководном реакторе со сверхкритическими параметрами теплоносителя. Данная работа посвящена исследованию нейтронно-физических характеристик (U-Th)-топлива в таком легководном реакторе (здесь имеется в виду, что в (^{233}U -Th)-топливо гомогенно добавлен изотоп ^{238}U). Рассматривается привлекатель-

ность использования различных топливных композиций с точки зрения повышения глубины выгорания. Нужно отметить, что предложение размещать ^{233}U в ^{238}U с целью повышения защищенности этого делящегося изотопа было выдвинуто известным американским физиком, участником Манхэттенского проекта Т. Тейлором [4].

ОСОБЕННОСТИ СВЕРХКРИТИЧЕСКИХ ЛЕГКОВОДНЫХ РЕАКТОРОВ

В сверхкритическом легководном реакторе роль теплоносителя и замедлителя играет легкая вода под высоким давлением (25 МПа), которая прокачивается через активную зону снизу вверх. При таком высоком давлении легкая вода находится в закритическом состоянии: что позволяет создать значительный перепад температур теплоносителя по высоте активной зоны, и, соответственно, достичь высоких значений КПД реакторной установки (вплоть до 45%). Этот факт является одним из преимуществ такого легководного реактора.

В настоящее время существует две основные концепции сверхкритических легководных реакторов. Первая из них в определенном смысле является традиционной: твэлы в регулярной решетке, теплоноситель – в межтвэльном пространстве.

Однако по причине очень высоких температур теплоносителя на выходе из активной зоны, а, следовательно, низких плотностей, в верхней части активной зоны совсем немного основного замедляющего элемента – водорода. Таким образом, если образующийся в результате этого резонансный спектр нейтронов нежелателен по каким-либо соображениям (например, с точки зрения размножающих свойств топливной композиции), то можно использовать другую концепцию сверхкритического легководного реактора, в которой в этой области активной зоны внутри части твэлов вместо топлива разместить замедлитель (например, гидрид циркония или просто заполнить водой). В этом случае даже в верхней части активной зоны, где плотность основного замедлителя – легкой воды – низкая, за счет введения дополнительного замедлителя установится смягченный спектр нейтронов. Недостатком второй концепции по сравнению с первой является меньшее количество тепловыделяющих элементов при том же размере активной зоны, т.е. меньшее энерговыделение с единицы объема. В данной работе рассматривается первая концепция сверхкритического легководного реактора.

Концепция такого прямоточного реактора имеет свои недостатки: «... исключительно высокое приращение энтальпии и относительно малая теплоемкость перегретого пара, что приводит к высокой чувствительности к любым видам неравномерности подогрева теплоносителя. Сильное изменение плотности теплоносителя-замедлителя является причиной большой неравномерности тепловыделения ... высокая температура теплоносителя обуславливает применение в качестве оболочек твэлов сплавов с высоким содержанием никеля ... существенной проблемой для прямоточного реактора является достижение приемлемой температуры оболочек твэлов» [2].

В работе [2] предложены меры по преодолению перечисленных недостатков, одной из которых является использование микротвэлов, непосредственно охлаждаемых теплоносителем-замедлителем. В работе [3] рассмотрена двухходовая схема, когда сначала теплоноситель в периферийной части активной зоны опускается сверху вниз, перемешивается в нижнем коллекторе и направляется на дальнейший подогрев в центральной части.

Как уже отмечалось выше, в проекте сверхкритического легководного реактора теплоноситель имеет значительный перепад температур (следовательно, и плотности) по высоте активной зоны: от 280°C (0,78 г/см³) на входе в активную зону до 500°C (0,09 г/см³) на выходе из активной зоны. Кроме того, наблюдается резкое изменение плотности воды при температуре около 380°C. График зависимости плотности

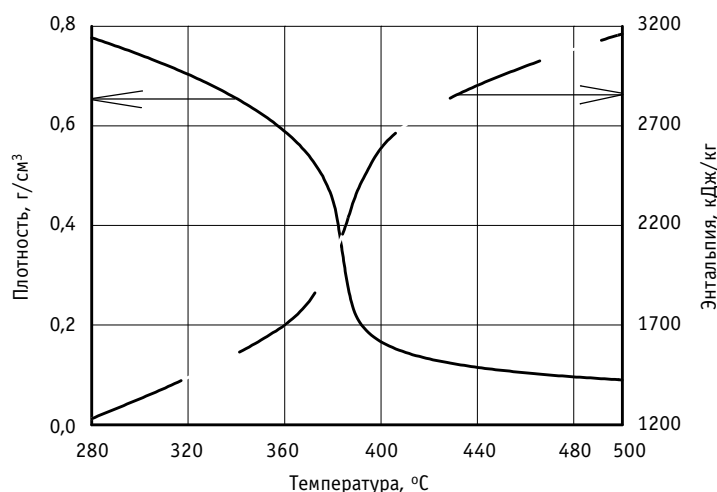


Рис. 1. Свойства воды при давлении 25 МПа

воды от температуры при давлении 25 МПа представлен на рис. 1.

Энтальпия, приращение которой по сути есть теплота, полученная системой, также очень неравномерно изменяется в рабочем диапазоне температур теплоносителя. Из графика зависимости энтальпии воды от температуры при давлении 25 МПа, также представленного на рис. 1, можно заключить, что в средней части активной зоны теплоноситель наиболее интенсивно охлаждает твэлы (наибольшее изменение энтальпии при нагреве воды на 1°C).

Столь значительное и неравномерное изменение свойств воды в рабочем диапазоне температур может привести к сильному изменению нейтронно-физических свойств топливной композиции. Поэтому существует необходимость условного разделения активной зоны по высоте на несколько частей и изучение нейтронно-физических характеристик в каждой из них. Таковыми в данной работе выбраны три части: входной участок в активную зону (со средней плотностью теплоносителя $\gamma_{т/н} = 0,72$ г/см³), центральная часть ($\gamma_{т/н} = 0,4$ г/см³) и выходной участок из активной зоны ($\gamma_{т/н} = 0,1$ г/см³).

НЕЙТРОННО-ФИЗИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ²³³U И ²³⁹Pu, А ТАКЖЕ ²³²Th И ²³⁸U В СПЕКТРЕ НЕЙТРОНОВ В SCLWR

В работе рассматриваются топливные композиции с фиксированным содержанием ²³³U и различным содержанием ²³²Th и ²³⁸U. В табл.1 представлены отношения сечения захвата к сечению деления ($\sigma_c/\sigma_f = \alpha$) при плотностях теплоносителя $\gamma_{т/н} = 0,72; 0,4$ и $0,1$ г/см³. Были выбраны следующие топливные композиции: на основе ²³²Th (4% ²³³U + 96% ²³²Th), на основе смеси ²³²Th и ²³⁸U (4% ²³³U + 48% ²³²Th + 48% ²³⁸U) и на основе ²³⁸U (4% ²³³U + 96% ²³⁸U).

Как видно из представленных данных, отношение сечения захвата к сечению деления для конкретного делящегося изотопа (величина α) слабо зависит как от состава топливной композиции, так и от плотности теплоносителя, и составляет:

$$\alpha(^{233}\text{U}) \approx 0,12 \div 0,14, \quad \alpha(^{239}\text{Pu}) \approx 0,55 \div 0,65.$$

Причем величина α для ²³⁹Pu примерно в четыре раза больше, чем для ²³³U. Отсюда следует, что, хотя по числу нейтронов деления ²³⁹Pu имеет преимущество по сравнению с ²³³U:

$$\nu_f(^{233}\text{U}) \approx 2,52, \quad \nu_f(^{239}\text{Pu}) \approx 2,89,$$

в действительности же в рассматриваемых спектрах нейтронов ²³³U оказывается мно-

Таблица 1

Отношение сечения захвата к сечению деления: $\sigma_c / \sigma_f = \alpha$

Доля в топливе, %		$\gamma_{т/н} = 0,72 \text{ г/см}^3$		$\gamma_{т/н} = 0,4 \text{ г/см}^3$		$\gamma_{т/н} = 0,1 \text{ г/см}^3$	
^{232}Th	^{238}U	^{233}U	^{239}Pu	^{233}U	^{239}Pu	^{233}U	^{239}Pu
96	0	$\frac{7}{59} = 0,12$	$\frac{70}{123} = 0,57$	$\frac{4,6}{35} = 0,13$	$\frac{43}{72} = 0,60$	$\frac{1,5}{11} = 0,14$	$\frac{7,8}{12} = 0,65$
48	48	$\frac{5,5}{44} = 0,13$	$\frac{47}{84} = 0,56$	$\frac{3,4}{24} = 0,14$	$\frac{23}{39} = 0,59$	$\frac{0,86}{6,4} = 0,14$	$\frac{4,4}{7,1} = 0,62$
0	96	$\frac{6}{48} = 0,13$	$\frac{48}{87} = 0,55$	$\frac{3,6}{25} = 0,14$	$\frac{21}{36} = 0,58$	$\frac{1,3}{9,2} = 0,14$	$\frac{2,4}{4,2} = 0,57$

го выгоднее ^{239}Pu по размножающим свойствам при всех топливных композициях и для всех плотностей теплоносителя:

$$v_{eff} = \frac{v_f}{1 + \sigma_c / \sigma_f} = \frac{v_f}{1 + \alpha} \Rightarrow \begin{cases} v_{eff} (^{233}\text{U}) \approx 2,22 \\ v_{eff} (^{239}\text{Pu}) \approx 1,82. \end{cases} \quad (1)$$

При более высоком числе вторичных нейтронов на 1 акт деления (v_f) у ^{239}Pu по сравнению с ^{233}U , число вторичных нейтронов на 1 нейтрон, поглощенный в данном нуклиде (v_{eff}), существенно выше у ^{233}U именно по причине небольших величин α по сравнению с плутонием. Тот факт, что ^{233}U выглядит предпочтительнее ^{239}Pu по размножающим свойствам даже при плотности теплоносителя $\gamma_{т/н} = 0,1 \text{ г/см}^3$, свидетельствует о том, что в верхней части активной зоны устанавливается все же достаточно смягченный спектр нейтронов.

На основании приведенных данных можно было бы предположить, что топливная композиция с 4% ^{233}U и 96% ^{232}Th может оказаться предпочтительнее композиций с 4% ^{233}U и смесью тория и урана или только ^{238}U . Для дальнейшего подтверждения или опровержения данного предположения рассмотрим зависимость сечения поглощения ^{232}Th и ^{238}U от энергии нейтронов. Данная зависимость в интервале от 1 эВ до 1 кэВ представлена на рис. 2.

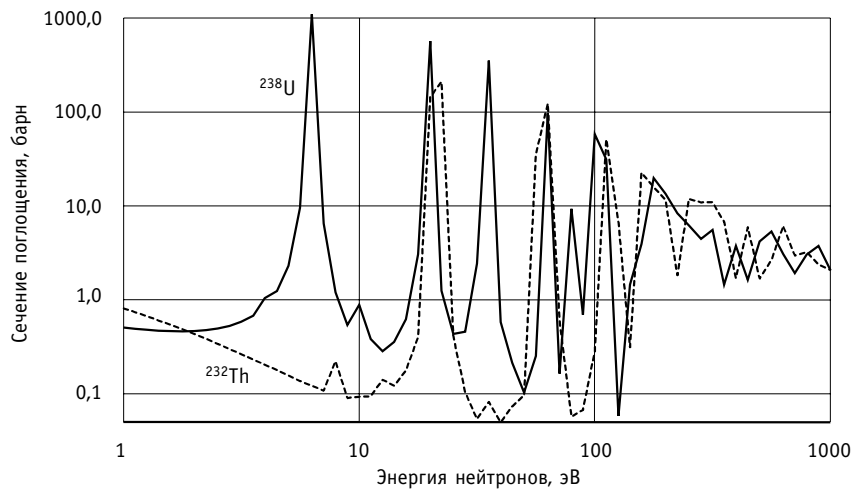


Рис. 2. Зависимости сечения поглощения для ^{232}Th и ^{238}U от энергии нейтронов

Как видно, часть резонансов ^{232}Th и ^{238}U не пересекается между собой. Поэтому при использовании топливной композиции на основе смеси тория и урана, решетка резонансов будет более плотная, чем при использовании топлива на основе только тория или только урана. Более плотная решетка резонансов означает, что большее число нейтронов будет испытывать при замедлении захват на сырьевых нуклидах (^{232}Th и ^{238}U) и соответственно приводить к большему накоплению делящихся нуклидов (^{233}U и ^{239}Pu).

СРАВНЕНИЕ ТОПЛИВНЫХ КОМПОЗИЦИЙ С ТОЧКИ ЗРЕНИЯ ВОСПРОИЗВОДСТВА

Зависимости накопления ^{233}U и ^{239}Pu в расчете на одно деление изображены на рис. 3. Для случая плотности теплоносителя $\gamma_{\text{T/H}} = 0,72 \text{ г/см}^3$ рассматривается топливная композиция следующего состава: 4% ^{233}U + 96% [^{232}Th + ^{238}U] O_2 . График зависимости суммарного накопления ^{233}U и ^{239}Pu в расчете на одно деление имеет куполообразную форму: наблюдается максимум воспроизводства, когда в качестве топлива используется смесь ^{232}Th и ^{238}U .

Суммарный коэффициент воспроизводства ^{233}U и ^{239}Pu выражается на основе баланса нейтронов следующей формулой:

$$KB_{\text{U3+Pu9}} = \frac{v_{\text{eff}}^{\text{U3}}}{K_{\infty}} - 1 + \Delta KB_f - \Delta KB_{\text{конструкция+т/н}}, \quad (2)$$

где

$$\Delta KB_f = \frac{\left(\frac{1}{k_{\infty}} v_f - 1 \right) \cdot \sum_f^{\text{Th+U8}} \int \phi \cdot dV \cdot dE \cdot d\Omega}{\sum_{\text{cf}}^{\text{U3}} \int \phi \cdot dV \cdot dE \cdot d\Omega}, \quad (3)$$

$$\Delta KB_{\text{конструкция+т/н}} = \frac{\sum_c^{\text{Zr+H+FP}} \int \phi \cdot dV \cdot dE \cdot d\Omega}{\sum_{\text{cf}}^{\text{U3}} \int \phi \cdot dV \cdot dE \cdot d\Omega}. \quad (4)$$

В рамках данного рассмотрения, когда зафиксировано содержание делящегося ^{233}U в топливе, преимущество смешанного топлива по сравнению с топливными композициями на основе только ^{232}Th или только ^{238}U с точки зрения воспроизводства во многом объясняется поведением коэффициента размножения K_{∞} в зависимости от состава топлива. Эта зависимость представлена на рис. 4 для плотности теплоносителя $\gamma_{\text{T/H}} = 0,72 \text{ г/см}^3$. Меньшие значения коэффициента размножения для топливной композиции на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U означают большие значения первого члена в правой части формулы (2), т.е. больше нейтронов используется для захвата в сырьевых нуклидах и повышения коэффициента воспроизводства.

Кроме того, в результате проведенных расчетов было выяснено, что для топлива на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U доля нейтронов, захватываемых в конструкции и теплоносителе меньше по сравнению с топливными композициями на основе только ^{232}Th или только ^{238}U ; во многом благодаря более плотной решетке резонансов для смеси топлива. Данные обстоятельства обуславливают более высокий суммарный коэффициент воспроизводства ^{233}U и ^{239}Pu для такого топлива.

При рассмотрении аналогичных зависимостей накопления ^{233}U и ^{239}Pu в расчете на одно деление от содержания ^{238}U в топливе для $\gamma_{\text{T/H}} = 0,4$ и $0,1 \text{ г/см}^3$ можно заключить, что при каждой плотности теплоносителя имеется определенная топливная композиция на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U , которая обеспечивает большее воспроизводство, чем топливо на основе только тория или только урана. Отметим, что в слу-

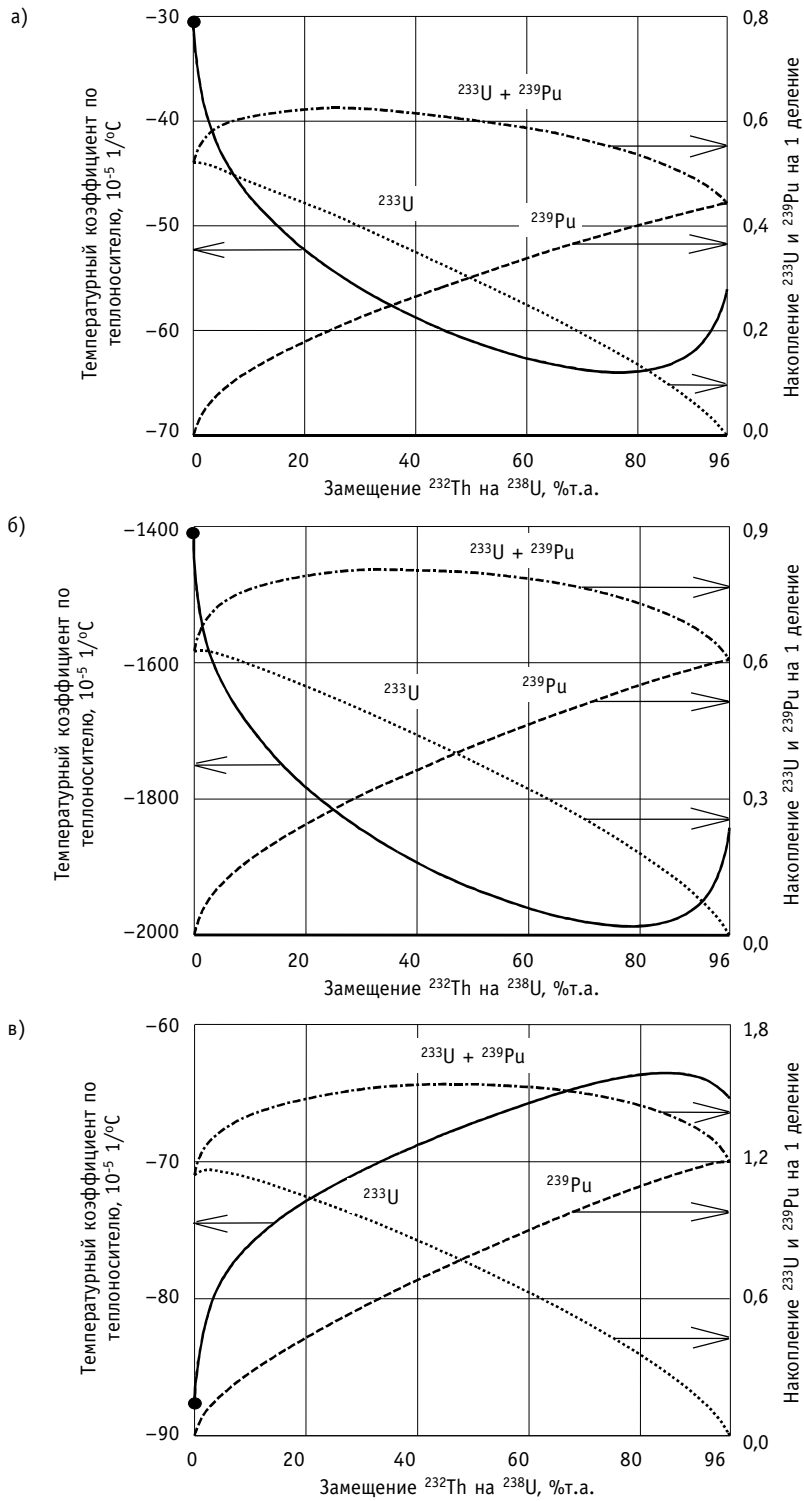


Рис. 3. Зависимости ТКР и накопления ^{233}U и ^{239}Pu (в расчете на одно деление) от доли вводимого ^{238}U : а) $\gamma_{r/n} = 0,72 \text{ г/см}^3$; б) $\gamma_{r/n} = 0,4 \text{ г/см}^3$; в) $\gamma_{r/n} = 0,1 \text{ г/см}^3$

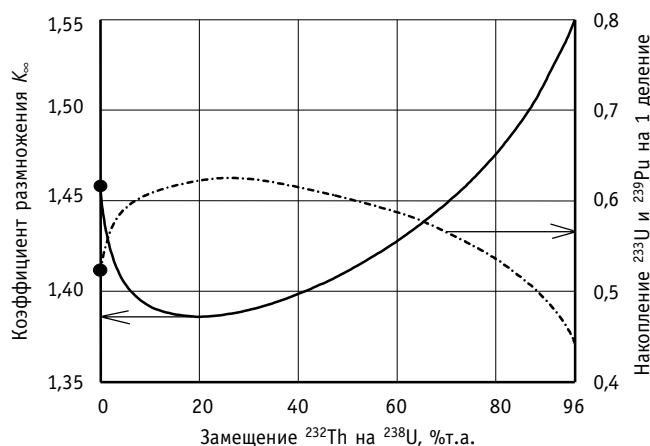


Рис. 4. Зависимость K_{∞} и накопления ^{233}U и ^{239}Pu (в расчете на одно деление) от доли вводимого ^{238}U для случая $\gamma_{т/н} = 0,72 \text{ г/см}^3$

чае $\gamma_{т/н} = 0,1 \text{ г/см}^3$ в качестве топливной композиции рассматривалась следующая: $10\% \text{ } ^{233}\text{U} + 90\% [^{232}\text{Th} + ^{238}\text{U}]\text{O}_2$. Повышенное обогащение по ^{233}U было выбрано с целью получения приблизительно такой же величины K_{∞} как для больших плотностей теплоносителя.

Из представленных на рис. 3 зависимостей температурного коэффициента реактивности (ТКР) от доли вводимого ^{238}U в топливо видно, что ТКР принимает отрицательные значения при всех рассматриваемых топливных композициях и плотностях теплоносителя. Это является благоприятным фактором, положительно влияющим на внутреннюю самозащищенность реактора. Заметим, что в центральной части активной зоны плотность теплоносителя изменяется наиболее резко, поэтому ТКР при $\gamma_{т/н} = 0,4 \text{ г/см}^3$ имеет столь большие по модулю величины.

Как упоминалось ранее, ^{233}U и ^{239}Pu имеют различные размножающие свойства, выражающиеся в различных значениях числа вторичных нейтронов на один нейтрон, поглощенный в данном нуклиде – ν_{eff} . Поэтому простое сложение скорости накопления ^{233}U и ^{239}Pu не совсем корректно, ведь эти нуклиды имеют различную ценность с точки зрения поддержания критичности. Для учета данного факта, ветвь накопления ядер ^{233}U на одно деление умножим на $\nu_{\text{eff}}(^{233}\text{U})$, а ветвь накопления ядер ^{239}Pu на одно деление – на $\nu_{\text{eff}}(^{239}\text{Pu})$. Полученные зависимости накопления ^{233}U и ^{239}Pu с учетом размножающих свойств представлены на рис. 5 (для $\gamma_{т/н} = 0,72 \text{ г/см}^3$).

Как следует из этого рисунка, график зависимости суммарного накопления в расчете на одно деление с учетом различных ν_{eff} , также имеет куполообразную форму. Однако максимум смещен в сторону меньших содержаний ^{238}U в топливе (больших содержаний ^{232}Th). Это отражает тот факт, что размножающие свойства ^{233}U выше размножающих свойств ^{239}Pu . При рассмотрении случаев с плотностью теплоносителя $\gamma_{т/н} = 0,4$ и $0,1 \text{ г/см}^3$ можно отметить аналогичную ситуацию: наиболее привлекательным с точки зрения воспроизводства следует признать топливо на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U (причем предпочтительным с точки зрения размножения нейтронов является топливо, в котором содержание ^{232}Th к ^{238}U относится как 3:1).

СРАВНЕНИЕ ТОПЛИВНЫХ КОМПОЗИЦИЙ С ТОЧКИ ЗРЕНИЯ ИЗМЕНЕНИЯ K_{∞} СО ВРЕМЕНЕМ

Для различных топливных композиций были проведены расчеты изменения бесконечного коэффициента размножения нейтронов K_{∞} в процессе выгорания. Рассмотрены три варианта топлива: на основе ^{232}Th , на основе ^{238}U и топливо на основе смеси

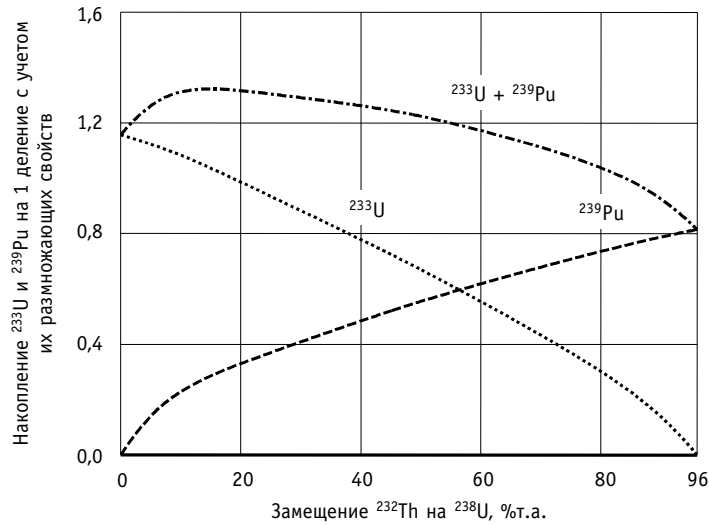


Рис. 5. Зависимость накопления ^{233}U и ^{239}Pu на одно деление с учетом их ν_{eff} от доли вводимого ^{238}U для случая $\gamma_{т/н} = 0,72 \text{ г/см}^3$

^{232}Th и ^{238}U . Содержание делящегося нуклида ^{233}U подобрано таким образом, чтобы в начальный момент времени K_{∞} всех топливных композиций были одинаковы. В случае топлива на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U , их содержания относятся как 3:1 (оптимальный вариант, обеспечивающий максимальное выгорание).

Графики изменения K_{∞} со временем для всех трех топливных композиций в случае плотности теплоносителя $\gamma_{т/н} = 0,72 \text{ г/см}^3$ представлены на рис. 6. Как видно, быстрее других падает K_{∞} топлива на основе ^{238}U . Действительно, по причине лучших размножающих свойств ^{233}U по сравнению с ^{239}Pu , у топливной композиции на основе тория K_{∞} падает не так быстро. Привлекательнее всего выглядит топливо на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U : в этом случае достижимое выгорание больше примерно в 1,3 раза, чем для топлива на основе тория, и в 1,75 раза, чем для топлива на основе урана.

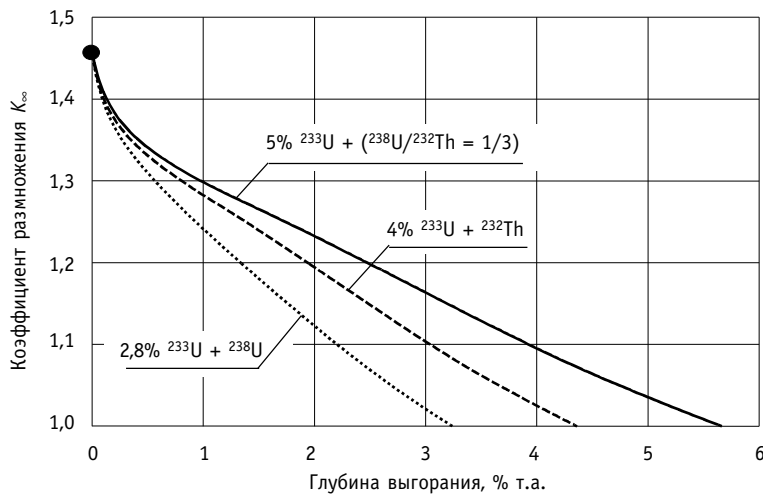


Рис. 6. Зависимость K_{∞} от глубины выгорания для случая $\gamma_{т/н} = 0,72 \text{ г/см}^3$

При случаях плотности теплоносителя $\gamma_{т/н} = 0,4$ и $0,1$ г/см³ картина по существу не меняется. Таким образом, данный график подтверждает привлекательность топливной композиции на основе смеси ²³²Th и ²³⁸U (в отношении 3:1) как топлива, обеспечивающего достижение повышенного выгорания по сравнению с топливными композициями на основе только тория или только урана.

ИСПОЛЬЗОВАНИЯ НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛИ В КАЧЕСТВЕ КОНСТРУКЦИОННОГО МАТЕРИАЛА ОБОЛОЧКИ ТВЭЛОВ И ТВС

Проведенное ранее рассмотрение нейтронно-физических характеристик выполнено в предположении о том, что материалом оболочки твэлов является традиционно используемый в легководных реакторах сплав на основе циркония и ниобия. Однако, как отмечается в работе [2], высокая температура теплоносителя, при которой использование циркония становится невозможным, «обуславливает применение в качестве оболочки твэлов сплавов с высоким содержанием никеля, что существенно ухудшает характеристики топливного цикла». Поэтому для рассматриваемого U-Th топлива отдельно был изучен вопрос о влиянии на нейтронно-физические характеристики перехода с циркониевого на стальное покрытие.

С помощью расчетного комплекса SCALE-4.3 [5] получены усредненные по спектру нейтронов сечения поглощения теплоносителем и конструкционными материалами. Полученные результаты для плотностей теплоносителя $\gamma_{т/н} = 0,72, 0,4$ и $0,1$ г/см³, а также для различных топливных композиций, представлены в табл. 2 (конструкционный материал – Zr + 1%Nb) и в табл. 3 (конструкционный материал – нержавеющая сталь, включающая в себя хром, железо и никель). Рассмотрены следующие топливные композиции: на основе ²³²Th (4% ²³³U + 96% ²³²Th), на основе ²³⁸U (количество ²³³U для каждой $\gamma_{т/н}$ подобрано таким образом, что $K_?$ в начальный момент времени совпадает с первым случаем, т.е. с топливом на основе тория), а также смесь ²³²Th и ²³⁸U (количество ²³³U подобрано аналогичным образом, а ²³²Th и ²³⁸U находятся в отношении 3:1), т.е. для каждой плотности теплоносителя K_{∞} в начальный момент времени у всех рассматриваемых топливных композиций одинаково. Как и ранее, в случае $\gamma_{т/н} = 0,1$ г/см³ в качестве топливной композиции рассматривалась следующая: 10% ²³³U + 90% ²³²Th. Повышенное обогащение по ²³³U было выбрано с

Таблица 2

Сечения поглощения теплоносителем (H₂O) и конструкцией (Zr + 1%Nb)

Топливо	$\gamma_{т/н} = 0,72$ г/см ³			$\gamma_{т/н} = 0,4$ г/см ³			$\gamma_{т/н} = 0,1$ г/см ³		
	H ₂	Zr	Nb	H ₂	Zr	Nb	H ₂	Zr	Nb
²³² Th	0,026	0,043	0,40	0,014	0,040	0,40	0,0012	0,035	0,36
²³⁸ U	0,036	0,047	0,42	0,018	0,042	0,40	0,0013	0,035	0,37
²³² Th+ ²³⁸ U (3:1)	0,022	0,042	0,39	0,010	0,039	0,39	0,0009	0,034	0,34

Таблица 3

Сечения поглощения теплоносителем (H₂O) и конструкцией (нержавеющая сталь)

Топливо	$\gamma_{т/н} = 0,72$ г/см ³				$\gamma_{т/н} = 0,4$ г/см ³				$\gamma_{т/н} = 0,1$ г/см ³			
	H ₂	Cr	Fe	Ni	H ₂	Cr	Fe	Ni	H ₂	Cr	Fe	Ni
²³² Th	0,024	0,22	0,18	0,32	0,013	0,13	0,11	0,18	0,0012	0,028	0,020	0,030
²³⁸ U	0,029	0,26	0,22	0,38	0,015	0,15	0,12	0,20	0,0013	0,029	0,021	0,031
²³² Th+ ²³⁸ U (3:1)	0,021	0,19	0,16	0,27	0,010	0,10	0,08	0,14	0,0009	0,026	0,018	0,026

целью получения примерно такой же величины K_{∞} как для больших плотностей теплоносителя.

На основании данных табл. 2 и 3 можно видеть, что для всех плотностей теплоносителя $\gamma_{т/н}$ сечения поглощения как теплоносителя, так и конструкционных материалов в случае использования топлива на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U меньше, чем в случае использования топливных композиций на основе только тория или только урана (во многом это обусловлено более плотной решеткой резонансов для смеси топлива). Данное заключение справедливо в обоих случаях – когда в качестве конструкционного материала используется $\text{Zr} + 1\%\text{Nb}$ или нержавеющая сталь.

В качестве конструкционного материала оболочек твэлов в реакторах типа ВВЭР используется сплав на основе циркония по причине низкого сечения поглощения им нейтронов. Стоит отметить, что при низкой плотности теплоносителя ($\gamma_{т/н} = 0,1 \text{ г/см}^3$) в случае использования топлива на основе смеси тория и урана, усредненные микросечения поглощения элементов стальной оболочки оказываются меньше, чем для оболочки из циркониевого сплава.

Другим паразитным поглощением нейтронов является поглощение продуктами деления. В связи с тем, что анализ сечений поглощения всех продуктов деления представляется чрезвычайно трудоемким процессом, были рассчитаны сечения поглощения «эффективных» продуктов деления ^{235}U и ^{239}Pu с помощью программы GETERA [6]. Таким образом, сделано допущение: вместо продуктов деления ^{233}U рассматривались продукты деления от ^{235}U . В табл.4 приведены сечения поглощения продуктов деления ^{235}U и ^{239}Pu на начало кампании для топливных композиций на основе ^{232}Th , на основе ^{238}U и смеси ^{232}Th и ^{238}U ($\gamma_{т/н} = 0,72 \text{ г/см}^3$).

Таблица 4

Сечения захвата продуктами деления ^{235}U и ^{239}Pu на начало кампании ($\gamma_{т/н} = 0,72 \text{ г/см}^3$), барн

Топливо	Конструкционный материал оболочки твэлов и ТВС			
	Zr + 1%Nb		Нержавеющая сталь	
	^{235}U	^{239}Pu	^{235}U	^{239}Pu
^{232}Th	7,5	9,6	7,3	9,4
^{238}U	8,5	10,6	8,0	10,1
$^{232}\text{Th} + ^{238}\text{U}$ (3:1)	6,6	8,5	6,4	8,3

Отсюда следует, что сечения поглощения продуктами деления в случае использования топлива на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U меньше, чем в случае использования топливных композиций на основе только тория или только урана. Опять же, это относится к обоим случаям – когда в качестве конструкционного материала используется $\text{Zr} + 1\%\text{Nb}$ или нержавеющая сталь.

Проведем сравнение коэффициента воспроизводства (КВ) ^{233}U и ^{239}Pu при использовании различных топливных композиций и различных конструкционных материалов ($\text{Zr} + 1\%\text{Nb}$ и нержавеющая сталь). В табл. 5 представлены КВ, которые являются по сути накоплением ядер в расчете на одно деление, а в табл. 6 – эффективный коэффициент размножения нейтронов (КВ^е) с учетом последующего сжигания накапливаемых делящихся нуклидов.

Из приведенных данных видна общая тенденция увеличения воспроизводства с уменьшением плотности теплоносителя. Наименее привлекательным с точки зрения накопления ядер в расчете на одно деление (табл. 5) является топливо на основе тория. Однако, если учитывать «воспроизводство» нейтронов от последующего сжи-

Таблица 5

КВ для различных топливных композиций

Топливо	Конструкционный материал оболочки твэлов и ТВС					
	Zr + 1%Nb			Нержавеющая сталь		
	$\gamma_{т/н} = 0,72$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,4$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,1$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,72$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,4$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,1$ г/см ³
²³² Th	0,464	0,552	0,560	0,483	0,582	0,587
²³⁸ U	0,481	0,609	0,645	0,485	0,632	0,668
²³² Th + ²³⁸ U (3:1)	0,483	0,575	0,592	0,526	0,637	0,621

Таблица 6

КВ* с учетом размножающих свойств для различных топливных композиций

Топливо	Конструкционный материал оболочки твэлов и ТВС					
	Zr + 1%Nb			Нержавеющая сталь		
	$\gamma_{т/н} = 0,72$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,4$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,1$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,72$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,4$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,1$ г/см ³
²³² Th	1,031	1,219	1,249	1,072	1,283	1,306
²³⁸ U	0,890	1,104	1,156	0,891	1,140	1,196
²³² Th + ²³⁸ U (3 : 1)	1,011	1,186	1,254	1,097	1,313	1,314

гания накапливаемых нуклидов (табл. 6), то уже топливо на основе урана имеет наиболее низкие КВ (среди рассматриваемых композиций), по причине меньших $v_{eff}^{(239Pu)}$ по сравнению с $v_{eff}^{(233U)}$. Для случая, когда в качестве конструкционного материала используется нержавеющая сталь, наибольшие значения КВ* с учетом размножающих свойств имеет топливо на основе смеси ²³²Th и ²³⁸U. Это обусловлено более плотной решеткой резонансов, чем при использовании топлива на основе только тория или только урана. Более плотная решетка резонансов означает, что большее число нейтронов будет испытывать при замедлении захват на сырьевых нуклидах; уменьшится потеря нейтронов в результате поглощения конструкцией и теплоносителем (т.е. уменьшится последний член в правой части формулы (2)).

Отметим, что значения K_{∞} для случая использования Zr+1%Nb в качестве конструкционного материала оболочки твэлов больше соответствующих значений K_{∞} в том случае, когда оболочки твэлов выполнены из нержавеющей стали. Соответственно первый член в формуле (2), а, значит, и эффективный КВ* нейтронов, оказывается меньше при использовании циркониевых оболочек твэлов. Таким образом, соответствующие значения эффективных КВ* нейтронов для Zr + 1%Nb и стальной оболочек являются несопоставимыми по причине различных K_{∞} .

Для рассматриваемых топливных композиций с помощью расчетного комплекса SCALE-4.3 получены достижимые выгорания (табл. 7) для случая использования не-

Таблица 7

**Достижимые выгорания, % т.а.
(к/м – нержавеющая сталь)**

Топливо	$\gamma_{т/н} = 0,72$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,4$ г/см ³	$\gamma_{т/н} = 0,1$ г/см ³
²³² Th	3,02	2,68	11,47
²³⁸ U	2,70	2,51	7,73
²³² Th + ²³⁸ U (3:1)	4,37	3,8	13,91

ржавеющей стали в качестве конструкционного материала оболочек твэлов и ТВС.

Переход от циркониевой оболочки к стальной не изменил картину: по причине лучших размножающих свойств ^{233}U по сравнению с ^{239}Pu достижимые выгорания топлива на основе тория выше, чем топлива на основе урана. А привлекательнее всего выглядит топливо на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U : благодаря более низким сечениям поглощения в теплоносителе и конструкционных материалах, а также более высоким, по сравнению с другими топливными композициями, коэффициентам воспроизводства нейтронов с учетом размножающих свойств накапливающихся делящихся нуклидов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проанализированы нейтронно-физические характеристики (^{233}U - Th - ^{238}U)-топлива в условиях легководного реактора со сверхкритическими параметрами теплоносителя.

При всех рабочих плотностях теплоносителя в сверхкритическом реакторе (плотность теплоносителя изменяется от 0,78 до 0,09 г/см³) ^{233}U остается заметно выгоднее, чем ^{239}Pu по размножающим свойствам: $\nu_{\text{eff}}(^{233}\text{U}) = 2,22$; $\nu_{\text{eff}}(^{239}\text{Pu}) = 1,82$.

Показано, что использование топливной композиции на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U обеспечивает достижение более глубоких выгораний, нежели топливо на основе только тория или только урана. Предпочтительным с точки зрения максимального воспроизводства и достижения глубокого выгорания, оказывается топливо, в котором содержание ^{232}Th к ^{238}U имеет отношение 3:1.

Сечения поглощения нейтронов теплоносителем, конструкционными материалами и продуктами деления в случае использования топлива на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U меньше, чем в случае использования топливных композиций на основе только тория или только урана. Данное заключение справедливо в обоих случаях – когда в качестве конструкционного материала используется $\text{Zr} + 1\%\text{Nb}$ и когда используется нержавеющая сталь. Переход от циркониевой оболочки к стальной не изменяет картину: более привлекательным остается топливо на основе смеси ^{232}Th и ^{238}U .

Литература

1. *Перера Юдит* Стимулирование инноваций. Страны рассчитывают на преимущества ядерной энергетики следующего поколения/Бюллетень МАГАТЭ 46/1, июнь 2004 г.
2. *Филиппов Г.А., Гришанин Е.И., Фальковский Л.Н. и др.* Перспективы создания прямоточного корпусного реактора с перегревом пара//Атомная энергия. – 2006. – Т. 100. – Вып. 3.
3. *Глебов А.П., Клушин А.В.* Реактор с быстро-резонансным спектром нейтронов, охлаждаемый водой сверхкритического давления при двухходовой схеме движения теплоносителя//Атомная энергия. – 2006. – Т. 100. – Вып. 5.
4. *Feiveson H.A.* In Memoriam – Ted Taylor. – Science and Global Security, 13: 117–128, 2005.
5. "SCALE: A Modular Code System for Performing Standardized Computer Analyses of Licensing Evaluation," NUREG/CR-0200, ORNL / NUREG / CSD-2 / RS (1997).
6. *Belousov N., Bychkov S., Marchuk Y. et al.* GETERA Code for Cell and Poly-Cell Calculations and Capabilities/Proceedings of the 1992 Topical Meeting on Advances in Reactor Physics, Charleston Sheraton, Charleston, SC, USA, March 8-11, 1992. – V. 2. – P. 516-523.

Поступила в редакцию 11.09.2006

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ПЕРЕКОМПЕНСАЦИИ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МЕСТОПОЛОЖЕНИЯ НЕГЕРМЕТИЧНЫХ СБОРОК В РЕАКТОРАХ НА БЫСТРЫХ НЕЙТРОНАХ

А.О. Скоморохов, Д.А. Лукьянов

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



В статье приведены основные результаты по исследованию влияния возмущений нейтронного поля на показания датчиков запаздывающих нейтронов системы контроля герметичности оболочек реактора БН-600. Существование статистически значимого эффекта при наличии тепловыделяющих сборок, имеющих дефект оболочки типа «прямой контакт топлива с теплоносителем», позволяет использовать метод перекомпенсации для локализации негерметичных сборок на реакторах БН-600 и БН-800.

ВВЕДЕНИЕ

Метод перекомпенсации нейтронного поля предназначен для определения местоположения тепловыделяющих сборок (ТВС), имеющих дефект оболочки тепловыделяющего элемента (ТВЭЛ), при котором происходит прямой контакт топлива с теплоносителем [1].

Перекомпенсацией называется изменение плотности нейтронного потока с помощью стержней регулирования реактора при поддержке постоянной полной мощности реактора (интегрального потока нейтронов).

При локальном изменении уровня нейтронного потока изменяется количество образующихся продуктов деления и соответственно выход запаздывающих нейтронов из осколков. Присутствие в теплоносителе осколков деления контролируется датчиками запаздывающих нейтронов (ДЗН), входящими в состав системы контроля герметичности оболочек (КГО). Если в зоне локального изменения нейтронного потока имеются дефектные ТВС и теплоноситель из этой зоны достигает в процессе циркуляции места установки датчика запаздывающих нейтронов, то сигнал этого датчика должен измениться пропорционально изменению нейтронного потока.

Применение метода перекомпенсации для локализации негерметичных ТВС позволяет проводить контроль на работающем реакторе, характеризуется малыми временными затратами на проведение измерений, допускает практически полную автоматизацию, и теоретически позволяет определять координаты дефектов с точностью, вплоть до одной ТВС.

РЕАКТОРНЫЙ ЭКСПЕРИМЕНТ

Существуют публикации об успешном применении метода перекомпенсации на зарубежных исследовательских реакторах на быстрых нейтронах [2]. Однако сложность системы, включающей в себя дефектный твэл, нейтронное поле, теплоноситель и датчик запаздывающих нейтронов выделяет на первый план прямое экспериментальное исследование, как наиболее достоверный способ проверки применимости метода перекомпенсации для определения местоположения дефектных ТВС в условиях конкретного реактора.

В конце 12-ой микрокампании на реакторе БН-600 произошла разгерметизация нескольких ТВС, и перед остановом был проведен уникальный эксперимент с целью проверки возможности использования метода перекомпенсации [3].

На рис. 1 приведена картограмма активной зоны реактора БН-600. В проведенных экспериментах регистрировались сигналы шести датчиков запаздывающих нейтронов (4А, 4Б, 5А, 5Б, 6А, 6Б), расположенных по периметру активной зоны и относящихся к секторной системе контроля герметичности оболочек (СКГО). Уровень мощности реактора и обороты ГЦН поддерживались во время проведения рассматриваемых экспериментов постоянными.

Исходным режимом будем называть состояние, когда центральный стержень КП-ТК (КП-19) выведен из активной зоны, органы регулирования внутреннего и внешнего кольца находятся в одинаковом положении, а разница в положении внешнего и внутреннего кольца не превышает 20мм по указателю положения.

В процессе выполнения программы было реализовано 12 режимов с внесением возмущений нейтронного поля с помощью КП-ТК внешнего кольца (КП 7,8,...,18).

Присвоим реализованным режимам номера 1, 2,..., 12 в той последовательности, в которой они проводились согласно плану проведения эксперимента (табл.1). Цифра в квадратных скобках на картограмме активной зоны (рис. 1), расположенная между парой КП-ТК, означает, что в соответствующем эксперименте данная пара стержней была расположена на 40 мм выше исходного положения, а противоположная на 40 мм ниже.

Назовем симметричными эксперименты, в которых поле изменялось одной и той же четверкой КП-ТК, но в различном направлении (эксперименты 1–7, 2–8,..., 6–12).

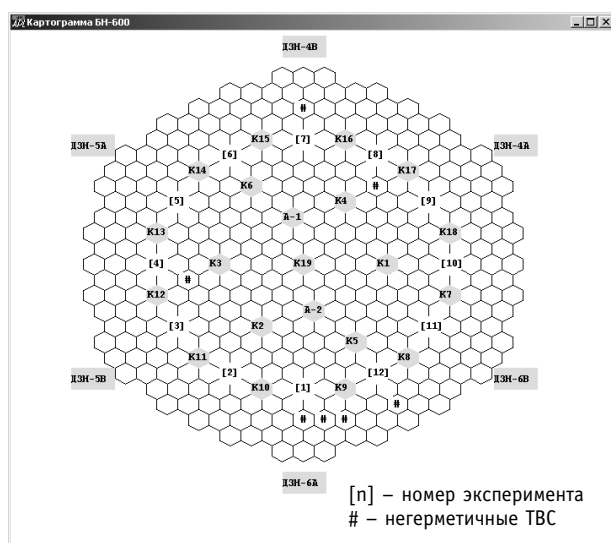


Рис. 1. Картограмма активной зоны реактора БН-600

Таблица 1

Эксперимент

№	КП-ТК 40мм вверх	КП-ТК 40мм вниз
1	9, 10	15, 16
2	10, 11	16, 17
3	11, 12	17, 18
4	12, 13	18, 7
5	13, 14	7, 8
6	14, 15	8, 9
7	15, 16	9, 10
8	16, 17	10, 11
9	17, 18	11, 12
10	18, 7	12, 13
11	7, 8	13, 14
12	8, 9	14, 15

При сравнении показаний ДЗН для симметричных режимов, эффективная величина возмущения нейтронного поля удваивается, т.к. разность положения стержней КП-ТК для них составляет 80мм.

На рис. 2 для примера представлены схематические диаграммы распределений показаний датчика Д6А в шести симметричных экспериментах.

Наиболее сильно отличаются выборки для экспериментов 4–10 и 6–12, что объясняется наличием негерметичных ТВС (обозначены «#» на рис. 1) в районе стержней КП8-КП9 и КП12-КП13, участвовавших в этих перекомпенсациях (см. табл.1).

СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ

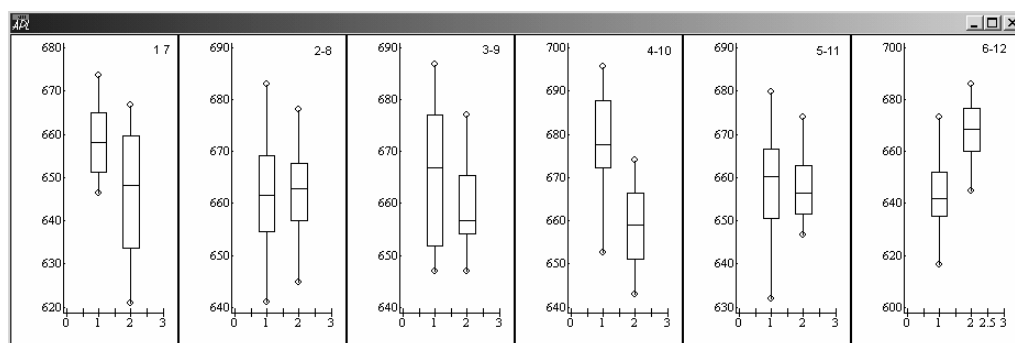


Рис. 2. Схематические диаграммы, датчик Д6А

Для проверки статистической значимости эффектов использовался t -критерий Стьюдента. Возможные отклонения распределения данных от нормального компенсируются тем фактом, что оценки среднего значения случайных величин, имеют приближенно нормальное распределение[4].

Обозначим X выборку из n значений показаний ДЗН в эксперименте i и Y – выборку из m измерений в симметричном эксперименте j . Нулевая гипотеза $H_0: \mu_X = \mu_Y$, где μ_X, μ_Y – математические ожидания случайных величин X и Y , проверялась против альтернативной гипотезы $H_1: \mu_X \neq \mu_Y$. Гипотеза H_0 была отвергнута для тех экспериментов, для которых абсолютная величина t -критерия превышает критическое значение.

В табл. 2 приведены рассчитанные значения t -критерия, превышающие критические значения, с указанием числа степеней свободы (df) и собственно критические значения ($T_{кр}$) для уровня значимости $\alpha = 0.05$.

Для парных режимов $i-j$ район расположения дефектных ТВС при выполнении перечисленных выше условий определялся по правилу: район j , если $t > 0$ и район i , если $t < 0$. Действительно, $t > 0$ имеет место при $\mu_X > \mu_Y$, т.к. при движении вверх пары стержней КП-ТК, расположенной в районе j , сигнал выбранного датчика больше, чем при движении вниз.

Рассмотрим полученные результаты. Прежде всего следует отметить области 1 и 12, в районе которых находятся четыре из семи определенных по результатам исследований, проведенных БАЭС на остановленном реакторе, дефектных ТВС. Таким образом, эксперимент по перекомпенсации позволил идентифицировать наличие дефектов в этом районе.

Два датчика (4А и 5В) подтверждают наличие дефектной ТВС на границе районов 8 и 9. Три датчика (5В, 6А и 6В) указывают на районы 3 и 4, где также на границе имеется дефектная ТВС.

Таблица 2

Значения t -статистики для сравнения симметричных режимов

ДЗН	Симметричные эксперименты (эксперимент i – эксперимент j)					
	1–7	2–8	3–9	4–10	5–11	6–12
D4A		-2.38				
D4B						
D5A						-2.25
D5B	2.33	-1.72	3.22			
D6A	2.97			4.06		-4.14
D6B	3.67		2.26	2.25		-6.73
df	30	28	24	24	22	22
$T_{кр}$	1.7	1.7	1.71	1.71	1.72	1.72

Район 7 не зафиксирован, что, по-видимому, объясняется эффектом компенсации сигналов при симметричных экспериментах в случае, когда оба подрайона содержат дефектные ТВС.

Проведем независимую проверку достоверности выводов, сделанных на основе применения t -критерия с помощью бутстрепа – метода анализа данных, основанного на интенсивном применении компьютера [5].

Применим данный метод для прямой оценки вероятности справедливости гипотезы следующим образом. Для каждого из симметричных экспериментов будем многократно производить равновероятный случайный выбор с возвратом элементов выборок X и Y . Полученные наборы назовем B -выборкой. Поскольку производится выборка с возвратом, то в каждой B -выборке какие-то из исходных значений встречаются несколько раз, а какие-то не встречаются вообще.

По каждой паре B -выборок X и Y вычисляем разность средних значений $\Delta = \bar{X} - \bar{Y}$. Повторив процедуру N раз, получим выборку: $\Delta_1, \Delta_2, \dots, \Delta_N$. Оценим вероятности $P^+ = \frac{n^+}{N}$ и $P^- = \frac{n^-}{N}$, где n^+, n^- – число случаев, когда $\Delta > 0$ и $\Delta < 0$. Большее значение характеризует степень нарушения гипотезы H_0 .

На рис.3 приведены гистограммы (с нормальной аппроксимацией) для величин Δ , вычисленных по B -выборкам показаний датчика 6А для режимов 1–7 и 2–8. Левая часть рисунка соответствует принятию нулевой гипотезы о равенстве математических ожиданий выборок (отсутствие дефекта). Правое распределение имеет сред-

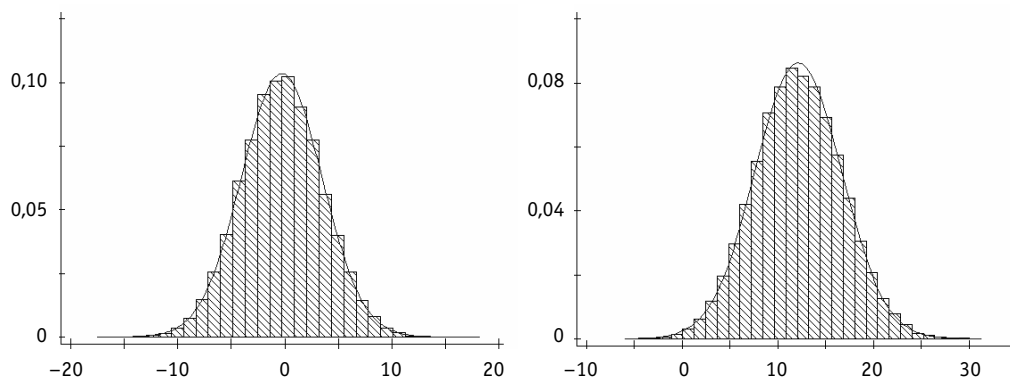


Рис. 3. Распределения бутстреп-статистик, датчик 6А, режимы 1–7 (слева) и 2–8 (справа)

нее порядка 13 ед. и более 99% разностей положительна, что свидетельствует о наличии дефекта в районе КП, участвовавших в экспериментах 2–8.

Район активной зоны считался содержащим дефектные ТВС, если при соответствующих симметричных экспериментах вероятность сдвига в показаниях выбранного датчика СКГО превышала 0.95 (отметим, что такая же доверительная вероятность использовалась при применении t -критерия).

Оценки вероятностей для количества B -выборок $N = 100000$ представлены в табл. 3 (приведены только значения, превышающие 0.95). Знаки плюс или минус после значения вероятности показывают знак изменения сигнала, аналогично табл.2.

Сравнение показывает практически полное качественное совпадение результатов применения t -критерия и моделирования с помощью бутстрепа.

Таблица 3

Оценки вероятности справедливости гипотезы при моделировании методом бутстреп

ДЗН	Симметричные эксперименты (режим i – режим j)					
	1–7	2–8	3–9	4–10	5–11	6–12
D4A		1–				
D4B						
D5A						0.99–
D5B	0.99+	0.96–	1+	0.97+		
D6A	1+			1+		1–
D6B	1+	0.97+	0.99+	0.99+		1–

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, двумя независимыми методами выявлены эффекты изменения уровня сигнала датчиков СКГО при внесении локальных возмущений нейтронного поля в определенных районах активной зоны. Эти районы идентифицированы как содержащие дефектные ТВС.

Результаты идентификации полностью согласуются с перечнем дефектных ТВС, полученным при исследовании, проведенном на остановленном реакторе специалистами БАЭС, что свидетельствует о практической возможности применения метода перекомпенсации для определения местоположения дефектных ТВС в реакторах БН-600 и, в перспективе, БН-800.

Литература

1. Ломакин С.С. Ядерно-физические методы диагностики и контроля активных зон реакторов АЭС. – М.: Энергоатомиздат, 1986.
2. Timm W. Computer program Schiefplast Rechenprogramm Schiefplast. INTERATOM GmbH, Bergisch Gladbach (Germany). IA-54.07594.3. – Germany, 1988.
3. Скоморохов А.О., Лукьянов Д.А. Применение методики перекомпенсации для определения местоположения дефектных ТВС в реакторе БН-600/Безопасность АЭС и подготовка кадров: Тез. докладов. – Обнинск, 2003.
4. Браунли К.А. Статистическая теория и методология в науке и технике (пер. с англ.). – М.: Наука, 1977.
5. Эфрон Б. Нетрадиционные методы многомерного статистического анализа. – М.: Финансы и статистика, 1988.

Поступила в редакцию 23.01.2007

КОМПЛЕКС ПРОГРАММ ДЛЯ РАСЧЕТА МОДЕЛИ РЕАКТОРА ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ МАЛОЙ МОЩНОСТИ В ПРИКЛАДНОМ МАТЕМАТИЧЕСКОМ ПАКЕТЕ MATHCAD

А.В. Тихоненко

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



Разработан комплекс программ аналитико-численных вычислений в прикладном математическом пакете MATHCAD для расчета модели реактора теплоснабжения малой мощности. В рамках модели решаются системы нелинейных дифференциально-алгебраических уравнений, описывающих стационарные и переходные теплогидравлические процессы при различных режимах работы реактора.

ВВЕДЕНИЕ

Возможности разработки реактора для теплоснабжения малой мощности (300 кВт) рассматривались в работах [1-5]. Затем в работе [6] была показана принципиальная возможность разработки реактора малой мощности с саморегулированием, причем для численного решения системы уравнений, описывающих стационарные и нестационарные режимы работы установки были использованы два независимых подхода: в виде программы на языке С и аналитико-численного алгоритма в прикладном математическом пакете MATHCAD.

Теплогидравлический расчет реактора МАСТЕР ИАТЭ [6] для переходного и стационарного режимов (см. схему и описание реактора в [6] и теплогидравлические соотношения в [7]) состоит в решении дифференциально-алгебраической системы нелинейных уравнений:

- системы дифференциальных уравнений нестационарной теплогидравлики, связывающих: среднее значение плотности потока тепла q_R на поверхности реактора с тепловой мощностью реактора N_R и производной по времени от средней температуры реактора T_R ; причем с учетом уравнения, связывающего среднюю температуру реактора T_R со средними значениями температур воды первого контура перед реактором T_{f1} и за реактором T_{f2} , средним значением плотности потока тепла q_R на поверхности реактора и тепловой мощностью реактора N_R , из дифференциального уравнения можно исключить величину q_R (с учетом среднего значения плотности ρ_R и удельной теплоемкости c_R материала реактора); среднее значение плотности потока тепла q_R на поверхности реактора с массовым расходом воды G_f первом контуре, раз-

ность средних значений температур воды первого контура перед реактором T_{f1} и за реактором T_{f2} и производной по времени от полусуммы T_{f1} и T_{f2} ; причем из этого дифференциального уравнения также можно исключить величину q_R ; расходные теплоемкости воды первого $G_f \cdot C_f$ и второго контуров $G_0 \cdot C_{f0}$ с разностями $(T_{f2} - T_{f1})$ и $(T_{02} - T_{01})$ температур, а также с производными по времени от полусумм этих температур (с учетом масс металла M_{W_ex} и воды M_{f_ex} в теплообменнике, удельной теплоемкости C_{ex} металла трубок теплообменника, массы воды M_f и массы металла M_w в корпусе первого контура установки, удельной теплоемкости C_w металла корпуса первого контура);

- системы алгебраических уравнений, связывающих массовый расход воды G_f в первом контуре установки при естественной циркуляции с разностью средних значений температур воды первого контура перед реактором T_{f1} и за реактором T_{f2} ; среднюю температуру реактора T_R со средними значениями температур воды первого контура перед реактором T_{f1} и за реактором T_{f2} , средним значением плотности потока тепла q_R на поверхности реактора и тепловой мощностью реактора N_R ; выражение для расчета температуры T_{02} через температуры T_{01} и T_{f2} , расходные теплоемкости воды первого $G_f \cdot C_f$ и второго контуров $G_0 \cdot C_{f0}$ и коэффициент теплопередачи в теплообменнике, для которого использовалась соответствующая формула;

- уравнения теплового баланса, связывающего массовые расходы воды G_f и G_0 в первом и во втором контурах соответственно со средними значениями температур воды первого контура перед реактором T_{f1} и за реактором T_{f2} и значениями температур воды на входе T_{01} и на выходе T_{02} второго контура соответственно; уравнения теплопередачи, связывающего эти параметры с площадью поверхности теплообменника;

- системы уравнений нестационарной кинетики установки: двумя дифференциальными уравнениями, связывающими тепловую мощность реактора N_R с реактивностью реактора ρ , долей запаздывающих нейтронов β и концентрацией предшественников запаздывающих нейтронов C_{star} ; формулой для реактивности реактора ρ , выраженной через ее начальное значение и зависящей от разностей начальной T_{R0} и текущей T_R температурами реактора, начальной T_{f1_0} и текущей T_{f1} средними значениями температур воды первого контура перед реактором, начальной T_{01} и текущей T_{01t} температурами реактора воды на выходе из второго контура, начальным G_0 и текущим G_{0t} массовыми расходами воды во втором контуре; уравнениями, связывающими тепловую N_R и нейтронную N_{R_n} мощности реактора;

- формул, определяющих коэффициент теплоотдачи от поверхности реактора к воде первого контура α_f ; коэффициент теплоотдачи в межтрубном пространстве теплообменника α_{f_ex} ; коэффициент теплоотдачи в трубке теплообменника α_{f0} .

В систему входят параметры, включающие суммарный приведенный коэффициент ξ_Σ сопротивления первого контура; среднее значение коэффициента теплопроводности λ_R реактора; коэффициент теплоотдачи α_f от поверхности реактора к воде первого контура; удельные теплоемкость, плотность, коэффициент термического расширения, коэффициент теплопроводности, динамический коэффициент вязкости, число Прандтля воды, определяемые для средней температуры воды первого контура (c_f , ρ_f , β_f , λ_f , μ_f , Pr_f); удельная теплоемкость воды во втором контуре c_{f0} ; коэффициент теплопроводности материала трубок λ_{ex} ; коэффициент теплопроводности, динамический коэффициент вязкости, число Прандтля воды, определяемые по средней температуре во втором контуре (λ_{f0} , μ_{f0} , Pr_{f0}); температурный коэффициент реактивности α_R ; коэффициент реактивности по среднему значению температуры воды первого контура перед реактором α_{T_f1} ; коэффициент реактивности по среднему значению температуры воды на входе второго контура α_{T_01} ; коэффициент реактивности по массовому расходу воды во втором контуре α_{G_0} ; постоянную распада λ ; время жиз-

ни нейтронов в реакторе τ_m ; другие параметры, определяющие геометрические, тепловые и технические характеристики реактора.

Заметим, что значение T_{f2} выбирается из условий эксплуатации, а значение T_{f1} рассчитывалось по найденному значению ΔT_f .

СИСТЕМА УРАВНЕНИЙ В MATHCAD

Особенности применения пакета MATHCAD [8] требуют сначала определения параметров и необходимых функций, и только потом записи самой системы уравнений (заметим также, что с этим связано использование в работе некоторых нетрадиционных обозначений). Поэтому система уравнений, описывающая теплогидравлические процессы (с учетом отрицательных обратных связей) и связывающая мощность реактора с температурой реактора и температурами теплоносителя первого и второго контуров, приводится после процедуры задания параметров.

Переменные и параметры системы в MATHCAD

Опишем совокупность переменных и параметров, определяющих работу реактора. Система уравнений содержит большое количество параметров, часть из которых являются константами, а остальные – функциями, зависящими от переменных системы.

1. Переменными, описывающими переходные процессы при работе реактора, являются: T_R – средняя температура реактора; $T_{f12} = (T_{f1} + T_{f2})/2$ – полусумма средних значений температур воды первого контура перед реактором и за реактором; $\Delta T_f = (T_{f2} - T_{f1})$ – разность средних значений температур воды первого контура перед реактором и за реактором; T_{02} – температура воды на выходе из второго контура; $N_{R,n}$ – нейтронная мощность реактора; C_{star} – концентрация предшественников запаздывающих нейтронов.

2. Система уравнений содержит более 40 постоянных параметров; причем их количество может изменяться при наложении на систему дополнительных связей и введении новых соотношений. Эти параметры описывают геометрические и механические свойства системы, тепловые свойства веществ, характеристики реактора. В частности, давление воды первого контура на середине высоты реактора принимается при расчетах равным $p = 1.4$ атм, высота активной зоны реактора принимается равной $H_R = 1.6$ м и т.п.

Все значения параметров задаются в системе СИ (поэтому далее, если специально не оговорено, размерности опускаются).

3. Система уравнений содержит 12 параметров, зависящих от температур воды и реактора: коэффициент теплопроводности λ_f воды, число Прандтля Pr_f , динамический коэффициент вязкости воды μ_f , удельная теплоемкость воды C_f , коэффициент термического расширения воды β_f , плотность воды ρ_f , определяемые по средней температуре в первом контуре: $\lambda_f = \lambda_f(T_{f12})$ и т.п.; коэффициент теплопроводности воды λ_{f0} , число Прандтля Pr_{f0} , динамический коэффициент вязкости воды μ_{f0} , удельная теплоемкость воды C_{f0} , определяемые по средней температуре во втором контуре: $\lambda_{f0} = \lambda_{f0} \cdot [0.5 \cdot (T_{01} + T_{02})]$ и т.п.; коэффициент теплопроводности материала реактора $\lambda_R(T_R)$, среднее значение плотности материала реактора $\rho_R(T_R)$, среднее значение удельной теплоемкости материала реактора $C_R(T_R)$, температурный коэффициент реактивности λ_R .

Параметры, зависящие от температуры (λ_f , Pr_f , μ_f , C_f , β_f , ρ_f , ρ_R , C_R , λ_R), средствами MATHCAD представлены в виде полиномов, для чего была составлена специальная программа.

Система для нестационарной теплогидравлики реактора в MATHCAD

Не выписывая систему дифференциальных и алгебраических уравнений для нестационарной теплогидравлики реактора в MATHCAD целиком, приведем в качестве примера одно из уравнений системы

$$N_R = \frac{T_R - \frac{T_{f1} + T_{f2}}{2}}{\frac{1}{\alpha_f} + \frac{R_R}{4 \cdot \lambda_R}} \cdot F_R + V_R \cdot c_R \cdot \rho_R \cdot \frac{dT_R}{dt}, \quad (1)$$

где α_f – коэффициент теплоотдачи от поверхности реактора к воде первого контура, G_f – массовый расход воды в первом контуре установки при естественной циркуляции:

$$\alpha_f = \frac{0.023 \cdot \lambda_f}{(D - 2 \cdot R_R)} \cdot \left(\frac{2 \cdot G_f}{\mu_f \cdot \pi (R_R + D/2)} \right)^{0.8} \cdot Pr_f^{0.4}, \quad (2)$$

$$G_f = \rho_f \cdot F_{np} \cdot \sqrt{\frac{g \cdot \beta_f}{\xi_{\Sigma}} \cdot (H_R + 2L_{ry} - H_{ex}) \cdot (T_{f2} - T_{f1})}, \quad (3)$$

для того, чтобы показать, насколько вид программируемых в MATHCAD выражений (рис. 1) близок к виду формул (1)–(3) соответственно:

$$N_{R(t)} = F_R \cdot \frac{T_{R(t)} - \frac{T_{f1(t)} + T_{f2(t)}}{2}}{\frac{1}{\alpha_f(T_{f12(t)})} + \frac{R_R}{4 \cdot \lambda_R(T_{R(t)})}} + V_R \cdot \rho_R(T_{R(t)}) \cdot C_{R(T_{R(t)})} \cdot \frac{d}{dt} T_{R(t)} \quad (4)$$

$$\alpha_f(T_{f12(t)}) = \frac{0.023 \cdot \lambda_f(T_{f12(t)})}{D - 2 \cdot R_R} \cdot \left[\frac{2 \cdot G_f(T_{f12(t)}, \Delta T_f(t))}{\mu_f(T_{f12(t)}) \cdot \pi \cdot \left(R_R + \frac{D}{2} \right)} \right]^{0.8} \cdot Pr_f(T_{f12(t)})^{0.4} \quad (5)$$

$$G_f(T_{f12(t)}, \Delta T_f(t)) = \pi \cdot \left(\frac{D^2}{4} - R_R^2 \right) \cdot \rho_f(T_{f12(t)}) \cdot \sqrt{\frac{g \cdot (2 \cdot L + H_R - H_{ex})}{\xi_{\Sigma}} \cdot \beta_f(T_{f12(t)}) \cdot \Delta T_f(t)} \quad (6)$$

Рис. 1. Часть скриншота программы в MATHCAD

При этом в формулах (4)–(6) часть параметров системы представляют собой функции соответствующих температур, зависящих в свою очередь от времени. Все уравнения системы (которая качественно была описана во введении) для совокупности переменных $T_R, T_{f12}, \Delta T_f, T_{02}, N_{R_{nr}}, C_{star}, R_1, R_2, R_3$ программируются аналогичным образом.

При программировании системы учитываются возможности работы реактора с обратной связью по среднему значению температуры воды первого контура перед реактором, температуре воды на входе второго контура и массовому расходу воды во втором контуре (коэффициенты $\alpha_{T_{01}}, \alpha_{T_{f1}}, \alpha_{G_{00}}$). Кроме того, система уравнений может дополнительно модифицироваться средствами MATHCAD для того, чтобы учесть концентрацию предшественников запаздывающих нейтронов.

Система уравнений для стационарного состояния в MATHCAD

Для решения дифференциально-алгебраической системы нелинейных уравнений, описывающих динамику процессов в реакторе, необходимо задание начальных значений параметров системы. В качестве начальных значений параметров зададим их значения для некоторого стационарного состояния. Для этого необходимо решить систему нелинейных алгебраических уравнений, описывающих заданное стационарное состояние.

Система нелинейных алгебраических уравнений для стационарного состояния для совокупности переменных $T_R, T_{f12}, \Delta T_f, T_{02}, C_{star}, R_1, R_2, R_3$ может быть получена в MATHCAD из дифференциально-алгебраической системы, обращением в нуль всех производных по времени; и здесь эта система не приводится. Конкретное стационарное состояние можно определить, задавая начальное значение средней температуры воды на входе второго контура T_{01} и начальную нейтронную мощность реактора соответственно N_{R_n} .

СТАЦИОНАРНЫЕ СОСТОЯНИЯ

Получим решение системы нелинейных алгебраических уравнений, описывающих стационарное состояние реактора, характеризуемых начальными температурой $T_{01} = 20^\circ\text{C}$ на входе второго контура и нейтронной мощностью $N_{R_n} = 2 \text{ Вт}$. Для этого воспользуемся инструментами MATHCAD для решения системы нелинейных алгебраических уравнений: при этом сначала задаются «затравочные» значения неизвестных параметров системы уравнений и такая система решается в MATHCAD автоматически («затравочные» значения можно получить, выполнив несколько итераций).

В результате для стационарного состояния получим решение системы в виде набора значений параметров (табл. 1) (кроме самих решений здесь приведены некоторые связанные с ними параметры).

Аналогично могут быть получены решения для других стационарных состояний.

Таблица 1

Решения системы для стационарного состояния

T_R	T_{f1}	T_{f2}	T_{02}	C_{star}	R_1	R_2	R_3
20.01	20	20	20	182	3.11	23.33	77.33

ДИНАМИКА ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ

Процессы, воздействующие на систему

Смоделируем процессы, воздействующие на реактор, который находится в описанном стационарном состоянии. Зададим время работы реактора $t_R = 9 \cdot 10^5 \text{ с}$, коэффициент, определяющий рост реактивности реактора $k = 1.4$ и коэффициенты, определяющие сброс расхода воды во втором контуре (на 50 и 99% соответственно) $r_1 = 0.5$ и $r_2 = 0.99$. В рамках модели для исследования решения системы опишем (с помощью гиперболических функций) переходные процессы в реакторе: изменение во времени реактивности реактора, температуры воды на входе во втором контуре и массового расхода воды во втором контуре (эти изменения представлены графически на рис. 2–4).

Переходные режимы

Для получения отклика системы на внешние воздействия необходимо решить дифференциально-алгебраическую систему нелинейных уравнений. Отклик системы за-

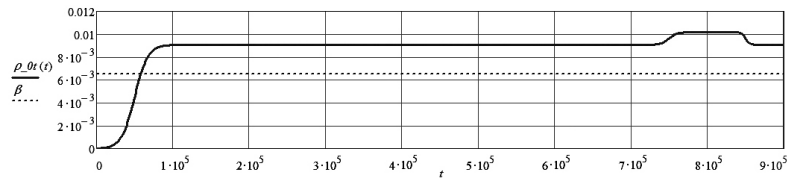


Рис. 2. Реактивность реактора

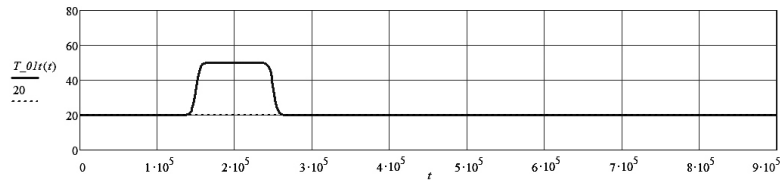


Рис. 3. Температура воды на входе во втором контуре

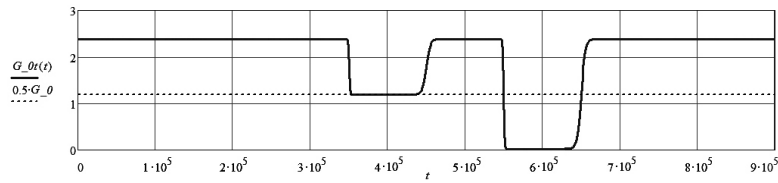


Рис. 4. Массовый расход воды во втором контуре

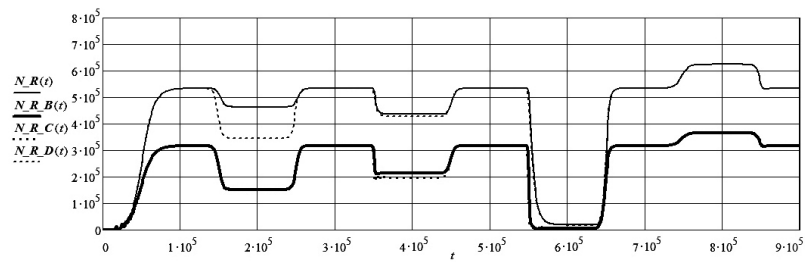


Рис. 5. Мощность реактора

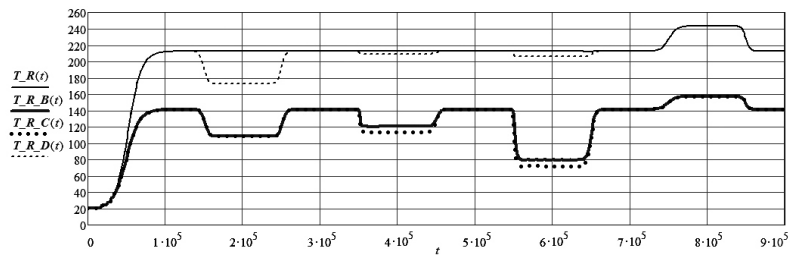


Рис. 6. Температура реактора

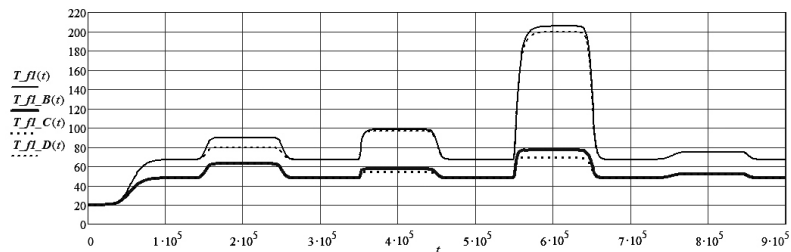


Рис. 7. Средняя температура воды первого контура

висит от ее динамических свойств и от наличия (или отсутствия обратных связей), которые можно учесть использованием соответствующих модельных режимов (табл. 2).

Замечание. Наличие регулировки по T_{f1} означает наличие обратной связи по среднему значению температуры воды первого контура перед реактором; наличие регулировки по G_0 означает наличие обратной связи массовому расходу воды во втором контуре; наличие регулировки по T_{01} означает наличие обратной связи массовому расходу воды во втором контуре.

Таблица 2

Переходные режимы

Режим	Дополнительные регулировки	Значения параметров		
		$\alpha_{T,1}$	$\alpha_{G,0}$	$\alpha_{T,01}$
Режим А	–	0	0	0
Режим В	1 регулировка по T_{f1}	10^{-4}	0	0
Режим С	2 регулировки по T_{f1}, G_0	10^{-4}	$0.5 \cdot 10^{-3}$	0
Режим D	2 регулировки по G_0, T_{01}	0	10^{-4}	$0.5 \cdot 10^{-4}$

Численные значения переменных и их графическая визуализация

Численное решение системы уравнений в MATHCAD для переходных режимов записывается оператором, возвращающим численные значения переменных $T_R, T_{f12}, \Delta T_f, T_{01}, N_{R-nr}, C_{star}, R_1, R_2, R_3$. Кроме того, исходя из этих решений, можно определить и некоторые другие параметры, характеризующие систему. MATHCAD дает возможность получить численные значения переменных системы для любого момента времени, а также выполнить интерактивную визуализацию результатов расчетов путем вывода данных в виде обычных и анимированных во времени графиков зависимостей параметров, определяющих работу реактора.

Приведем в качестве результатов расчетов графики изменения со временем параметров реактора для предложенных режимов (рис. 5–7).

Кроме того, программа дает возможность получить графические и численные результаты для всего набора переменных, характеризующих работу реактора: нейтронной мощности реактора, реактивности реактора, температуры воды на выходе из второго контура и. т.п. MATHCAD позволяет также произвести в программе простые и наглядные изменения значений параметров реактора, изменения системы уравнений (для учета необходимых связей и модельных приближений).

На графиках тонкой сплошной линией на отражен режим А, толстой сплошной линией – режим В; пунктирной – режим С и точечной линией – режим D.

Приведем также численные значения некоторых параметров реактора для 11 характерных моментов времени (табл. 3).

Таблица 3

Характерные значения параметров реактора

	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$\rho\rho$	0	$5 \cdot 10^4$	$1 \cdot 10^5$	$2 \cdot 10^5$	$3 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^5$	$5 \cdot 10^5$	$6 \cdot 10^5$	$7 \cdot 10^5$	$8 \cdot 10^5$	$9 \cdot 10^5$
T_{01t}	1	$6.65 \cdot 10^{-6}$	$2.49 \cdot 10^{-8}$	$1.17 \cdot 10^{-10}$	$-1.09 \cdot 10^{-10}$	$1.97 \cdot 10^{-10}$	$-1.45 \cdot 10^{-10}$	$-1.01 \cdot 10^{-7}$	$-5.01 \cdot 10^{-10}$	$-7.64 \cdot 10^{-11}$	$1.11 \cdot 10^{-10}$
G_{0t}	2	20	20	20	50	20	20	20	20	20	20
N_{R}	3	2.38	2.38	2.38	2.38	2.38	1.19	2.38	$2.38 \cdot 10^{-2}$	2.38	2.38
T_{R}	4	2	$2.45 \cdot 10^5$	$5.33 \cdot 10^5$	$4.64 \cdot 10^5$	$5.34 \cdot 10^5$	$4.36 \cdot 10^5$	$5.34 \cdot 10^5$	$1.9 \cdot 10^4$	$5.34 \cdot 10^5$	$6.24 \cdot 10^5$
T_{f1}	5	20.01	$1.02 \cdot 10^2$	$2.12 \cdot 10^2$	$2.12 \cdot 10^2$	$2.12 \cdot 10^2$	$2.12 \cdot 10^2$	$2.12 \cdot 10^2$	$2.12 \cdot 10^2$	$2.12 \cdot 10^2$	$2.43 \cdot 10^2$
T_{f2}	6	20	33.49	66.71	89.78	66.96	97.96	66.96	$2.06 \cdot 10^2$	66.96	74.99
ΔT_f	7	20	41.62	79.73	$1.01 \cdot 10^2$	80	$1.09 \cdot 10^2$	80	$2.07 \cdot 10^2$	80	89.13
T_{02}	8	$4.5 \cdot 10^{-3}$	8.13	13.02	11.25	13.04	10.63	13.04	1.08	13.04	14.14
	9	20	36.94	73.38	96.53	73.64	$1.08 \cdot 10^2$	73.64	$2.07 \cdot 10^2$	73.64	82.73
											73.64

Разработанные в рамках модели программы дают возможность анализировать работу реактора при различных стационарных состояниях и переходных режимах, изучить влияние обратных связей и необходимости дополнительных регулировок (в частности, как видно из графиков, режим А не соответствует условиям эксплуатации реактора).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Разработана программа в среде прикладного пакета MATHCAD, с помощью которой решена система нелинейных алгебраических уравнений, описывающая стационарные режимы работы реактора малой мощности МАСТЕР ИАТЭ, характеризуемые начальными температурой и нейтронной мощностью.

2. Разработан комплекс программ в MATHCAD, с помощью которого решена система нелинейных дифференциально-алгебраических уравнений, описывающая переходные теплогидравлические процессы реактора МАСТЕР ИАТЭ, учитывающие:

- а) изменение со временем реактивности реактора;
 - б) изменение со временем температуры воды на входе второго контура;
 - в) изменение со временем массового расхода воды во втором контуре;
- при различных режимах работы реактора с дополнительными регулировками:
- а) по среднему значению температуры воды первого контура перед реактором;
 - б) по массовому расходу воды во втором контуре;
 - в) по температуре воды на входе второго контура.

3. Комплекс программ в MATHCAD дает возможность моделировать различные режимы работы реактора путем элементарных действий по изменению значений параметров, изменений системы уравнений, учитывающих дополнительные связи и возможности дополнительных модельных приближений (с целью интерактивного анализа и выявления оптимальных режимов работы реактора). Комплекс позволяет проводить контроль над каждым этапом решения систем уравнений, включающий: аналитическую проверку уравнений и связей, получение численных данных для любых переменных и параметров на любом этапе, графическое представление промежуточных любых данных, а также интерактивную визуализацию результатов расчетов путем вывода данных в виде обычных и анимированных во времени графиков зависимостей отдельных или всех параметров, определяющих работу реактора.

4. Численные решения систем уравнений, описывающих стационарные и переходные режимы работы установки, полученные аналитико-численным алгоритмом в прикладном математическом пакете MATHCAD совпадают с результатами, полученными в виде программы на языке С [6].

Автор выражает благодарность д.ф.-м.н. Ю.А. Казанскому и д.т.н. Ю.С. Юрьеву за физическую постановку задачи, внимание к работе и полезные замечания.

Литература

1. Казанский Ю.Л., Матусевич Е.С., Левченко В.А., Юрьев Ю.С. и др. Технические предложения для разработки концепции подземной ЯЭУ сверхмалой мощности МАСТЕР ИАТЭ/ Сборник тезисов, докладов и сообщений. Ядерное общество России. X ежегодная конференция (Обнинск, 28 июня – 2 июля 1999г.). – Обнинск, 1999. – С. 173.
2. Кураченко Ю.А., Матусевич Е.С. Расчет характеристик защиты от излучений малогабаритного реактора МАСТЕР ИАТЭ/ Сборник тезисов, докладов и сообщений. Ядерное общество России. X ежегодная конференция (Обнинск, 28 июня – 2 июля 1999 г.). – Обнинск, 1999. – С. 230.
3. Балакин И.П., Казанский Ю.А., Уваров А.А. Исследование свойств саморегулирования реактора МАСТЕР ИАТЭ/ VI Международная конференция «Безопасность АЭС и подготовка кадров»: Тезисы докл. (Обнинск, 4-8 октября 1999 г.). – Обнинск: ИАТЭ, 1999. – С. 35.
4. Левченко В.А., Юрьев Ю.С., Казанцев А.А. и др. Теплогидравлические характеристики установки МАСТЕР ИАТЭ/VI Международная конференция «Безопасность АЭС и подготовка кад-

- ров». Тезисы докл. (Обнинск, 4-8 октября 1999 г.). – Обнинск: ИАТЭ, 1999. - С. 40.
5. Казанский Ю.А., Травлев А.А. Линеаризация роста во времени реактивности за счет выгорающего поглотителя/ VII Международная конференция «Безопасность АЭС и подготовка кадров». Тезисы докл. - Обнинск: ИАТЭ, 2001. - С.70.
6. Казанский Ю.А., Левченко В.А., Матусевич Е.С., Юрьев Ю.С., Балакин И.П., Белугин В.А., Дорохович С.Л., Казанцев А.А., Тихоненко А.В., Травлев А.А., Уваров А.А. Саморегулируемый реактор сверхмалой мощности для теплоснабжения «МАСТЕР-ИАТЭ»//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2003. - № 3. – С. 63-71.
7. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 360 с.
8. Тихоненко А.В. Компьютерные математические пакеты в курсе общей физики. – Обнинск: ИАТЭ, 2003. – 84 с.

Поступила в редакцию 5.02.2007

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ГИДРОАГРЕГАТОВ ДЛЯ РЕЗЕРВИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ СОБСТВЕННЫХ НУЖД АЭС

В.В. Власов

Уральский государственный университет – УПИ, г. Екатеринбург



Статья посвящена проблеме аварийного электроснабжения собственных нужд АЭС. На основе опыта эксплуатации АЭС приводится обоснование актуальности проблемы. Рассмотрены способы повышения надежности: (1) за счет снижения вероятности отказа дизельгенераторов по общей причине; (2) за счет применения автономных источников разного принципа действия. На основе метода сравнительной эффективности сформулировано условие, при котором дополнительное резервирование от малой ГЭС экономически оправдано.

АКТУАЛЬНОСТЬ ПРОБЛЕМЫ

В связи с ростом числа АЭС в мире требования к безопасности энергоблоков должны непрерывно ужесточаться. Одним из существенных факторов, влияющих на безопасность эксплуатации АЭС, является обеспечение аварийного электроснабжения собственных нужд (СН) от автономных источников переменного тока. Нарушения в электроснабжении СН АЭС могут вызвать повреждения агрегатов вплоть до их полного разрушения, а также выброс в окружающее пространство радиоактивных веществ. По данным [1] частота аварийного обесточивания СН АЭС составляет около $0.07-0.09$ (год)⁻¹ при длительности отказов от одного до нескольких часов. Частота аварий с разрушением активной зоны по причине обесточивания СН АЭС составляет от $2 \cdot 10^{-5}$ до 10^{-4} (год)⁻¹ [2]. Для проектируемых АЭС нового поколения предполагается снизить этот показатель до величины $<10^{-5}$ (год)⁻¹, т.е. примерно на порядок. Приведенные значения основаны на обобщенных оценках показателей АЭС разного типа и, как правило, не отражают состояние конкретной АЭС. Обесточивание СН вносит наибольший вклад в вероятность плавления активной зоны АЭС с ректорами ВВЭР и РБМК. Поэтому для них предусмотрены схемы с трехкратным резервированием каналов аварийного расхолаживания.

Анализ возможных ситуаций, связанных с обесточиванием СН, сводится к определению вероятности отказа функционирования СН в момент поступления требования на срабатывание аварийных источников $t = t_0$, поскольку на интервале времени $t > t_0$ вероятность обесточивания СН будет уменьшаться за счет возможности восстановления связей с системой, а также восстановления одного из отказавших резервных источников [3].

Исследования авторов [4, 5] показали, что для малых вероятностей отказов (менее 10^{-4}) должны учитываться события, приводящие к одновременным отказам ре-

зервных источников по общей причине. В работе [4] отказы дизель-генераторов (ДГ) по общей причине учитываются с помощью коэффициентов δ_2 и δ_3 , равных отношению частот двойных и тройных отказов к частоте одиночных отказов. По данным статистики [5], значения этих коэффициентов составляют $\delta_2 = 8,2\%$, $\delta_3 = 0,72\%$, а частота одиночных отказов ДГ при запуске оценивается величиной $4 \cdot 10^{-2}$ (треб.)⁻¹. Эти данные свидетельствуют о том, что после отказа первого ДГ, вероятность отказа последующих ДГ примерно в два раза больше.

Вероятность отказа ДГ также может быть представлена как сумма двух слагаемых $q_e = q_n + q_{оп}$, соответствующих независимому отказу q_n и отказу по общей причине $q_{оп}$. Вероятность одиночного отказа определяется произведением вероятности отказа первого ДГ q_n на вероятность срабатывания второго ДГ $(1 - q_n)$. Аналогично можно записать выражения для вероятностей двойных и тройных отказов. На рис. 1 показано дерево событий при наличии трех резервных ДГ на блоке.

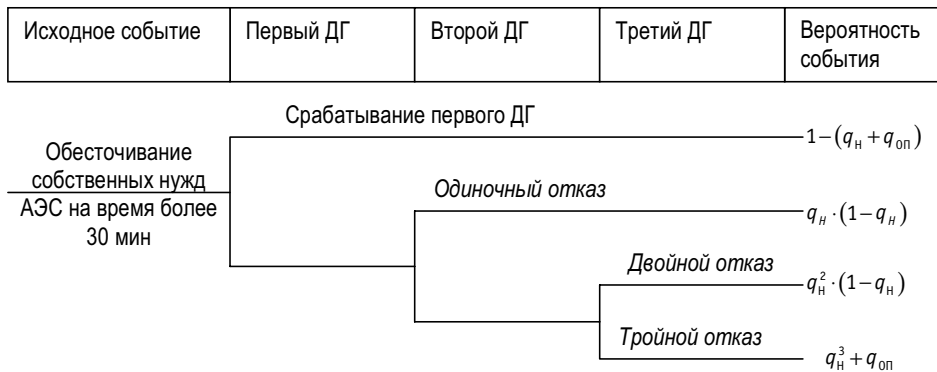


Рис. 1. Дерево событий для аварии с обесточиванием СН АЭС в системе надежного питания с тройным резервированием от ДГ

Полное обесточивание СН соответствует одновременному отказу всех трех ДГ. Вероятность такого события, с одной стороны, может быть рассчитана по формуле $q_n^3 + q_{оп}$, с другой стороны, оценивается величиной $\delta_3 \cdot q_n \cdot (1 - q_n)$. Принимая $\delta_3 = 0,72\%$, $q_n = 4 \cdot 10^{-2}$, вероятность отказа ДГ по общей причине составит $q_{оп} = 2,3 \cdot 10^{-4}$, вероятность одновременного отказа на требование трех ДГ – $2,8 \cdot 10^{-4}$.

Надежность схем аварийного расхолаживания зависит также от вероятности отказа исполнительных механизмов [1]. С учетом этого, вероятность плавления активной зоны реактора при потере электроснабжения СН можно оценить по формуле

$$Q_{зДГ} = 1 - (1 - q_{оп}) \cdot \left(1 - \left[1 - (1 - q_n) \cdot (1 - q_{им}) \right]^3 \right), \quad (1)$$

где $q_{им}$ – вероятность отказа на требование исполнительных механизмов канала аварийного расхолаживания.

Принимая частоту исходного события с потерей питания СН равной $0,08$ (год)⁻¹ и $q_{им} = 1,8 \cdot 10^{-2}$, частота аварий с плавлением активной зоны по причине обесточивания СН составит $3,2 \cdot 10^{-5}$ (год)⁻¹.

Для повышения надежности можно предложить следующие варианты:

- 1) снижение вероятности отказа автономных ДГ по общей причине $q_{оп}$ за счет совершенствования способов наладки, технического обслуживания и ремонта;
- 2) применение автономных источников разного принципа действия, в частности, введение прямой связи по собственным нуждам с агрегатами малой ГЭС (МГЭС), сооружаемой в нижнем бьефе охлаждающего водохранилища.

Если в схеме аварийного питания предусмотрено дополнительное резервирова-

ние от МГЭС, то вероятность плавления активной зоны можно оценить по формуле

$$Q_{зДГ+1ГА} = Q_{зДГ} \cdot [1 - (1 - q_{ГА}) \cdot (1 - q_{ИМ})], \quad (2)$$

где $q_{ГА}$ – вероятность отказа гидроагрегата (ГА) МГЭС на требование.

Если принять $q_{ГА} = 10^{-2}$, то дополнительное резервирование от ГА приведет к снижению частоты аварий с плавлением активной зоны с $3.2 \cdot 10^{-5}$ (год) $^{-1}$ до $0.9 \cdot 10^{-6}$ (год) $^{-1}$.

Решение проблем обеспечения надежности должно строиться на экономически обоснованном подходе к защите от аварий. Для сопоставления вариантов резервирования можно применить метод сравнительной эффективности, в соответствии с которым экономически оправданным является вариант с наименьшими затратами.

Резервирование электроснабжения ответственных потребителей является одной из областей применения МГЭС [6]. В нормальных условиях эксплуатации такие МГЭС работают в соответствии с требованиями потребителей воды, и лишь в аварийных ситуациях допускается их использование для энергоснабжения ответственных потребителей. Учитывая редкое использование аварийного резерва, эффект по выработке электроэнергии оценивается по замыкающим затратам на топливо.

Повышение надежности за счет снижения вероятности отказа ДГ по общей причине сопровождается ростом затрат, который характеризуется коэффициентом [7]:

$$k_{И} = \frac{И}{И_0} = \left(\frac{Q_0}{Q} \right)^\alpha, \quad (3)$$

где $И_0, И$ – годовые издержки до и после повышения надежности, Q_0, Q – вероятности отказа системы аварийного питания до и после повышения надежности, α – коэффициент, отражающий сложность повышения надежности (в идеальном случае, когда повышение надежности не требует дополнительных вложений, $\alpha = 0$).

Использование МГЭС в системе аварийного питания экономически обосновано, если

$$K_{МГЭС} \cdot E_H + И_{МГЭС} < W_{МГЭС} \cdot Z_T + И_0 \cdot \left[(Q/Q_0)^{-\alpha} - 1 \right], \quad (4)$$

где $K_{МГЭС}$ – капитальные затраты МГЭС; E_H – нормативный коэффициент капиталовложений, принимаемый равным $0,08 \div 0,12$; $И_{МГЭС}$ – годовые эксплуатационные издержки МГЭС; $W_{МГЭС}$ – среднееголетняя выработка электроэнергии МГЭС; Z_T – замыкающие затраты по топливу.

При заданной мощности аварийного резерва выполнение условия (4) зависит от соотношения параметров $W_{МГЭС}$ и α . Неравенство (4) можно записать в виде

$$W_{МГЭС} > W_{гр} = \frac{N_{МГЭС} \cdot k_{МГЭС} \cdot (E_H + p) - И_0 \cdot \left[(Q/Q_0)^{-\alpha} - 1 \right]}{Z_T}, \quad (5)$$

где $W_{гр}$ – граничное значение среднееголетней выработки МГЭС, выше которого сооружение резервной МГЭС экономически целесообразно; $N_{МГЭС}$ – установленная мощность МГЭС, кВт; $k_{МГЭС}$ – удельные капитальные затраты на сооружение МГЭС, руб/кВт; p – доля ежегодных издержек на МГЭС от капитальных затрат ($p \approx 4\%$ [6] для МГЭС, сооружаемых при действующих водохранилищах неэнергетического назначения).

С использованием зависимости (5) выполнен расчет условий, при которых повышение надежности аварийного питания СН АЭС целесообразно за счет сооружения МГЭС. На рис. 2 показана зависимость $W_{гр}$ от коэффициента α при мощности аварийного резерва 5500 МВт применительно к схеме аварийного питания собственных нужд АЭС с реактором ВВЭР-1000.

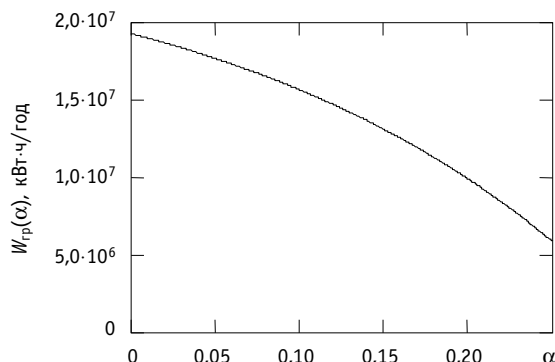


Рис. 2. Зависимость $W_{гр}$ от коэффициента применительно к АЭС с реакторами ВВЭР-1000

В предельном случае $\alpha = 0$, резервирование от МГЭС экономически оправдано, если коэффициент использования установленной мощности составляет не менее 0,4.

ВЫВОДЫ

1. Применение автономных ДГ в схемах аварийного питания СН АЭС наряду с преимуществами имеет ряд существенных недостатков, среди которых можно выделить низкую экономическую эффективность и недостаточный уровень надежности схем аварийного питания СН АЭС с водо-водяными реакторами. Результаты анализа статистических данных по отказам ДГ дают основание утверждать, что низкая надежность существующих схем аварийного питания заключается в высокой вероятности отказа автономных ДГ по общей причине.

2. Повышение надежности схем аварийного питания СН АЭС возможно за счет снижения вероятности отказов по общей причине, а также применения резервных источников разного принципа действия. Возможным решением может служить дополнительное резервирование от малой ГЭС, сооружаемой на охлаждающем водохранилище.

3. Применение метода наименьших затрат для сопоставления указанных способов повышения надежности позволило сформулировать условие, при котором резервирование от малой ГЭС экономически оправдано. При заданной мощности аварийного резерва выбор способа повышения надежности зависит от соотношения параметров $W_{МГЭС}$ и α , характеризующих среднемноголетнюю выработку энергии МГЭС и затраты на снижение вероятности отказов ДГ по общей причине.

ТЕРМИНЫ И ОПРЕДЕЛЕНИЯ

Малые ГЭС – гидроэлектростанции общей установленной мощностью до 30 МВт при установленной мощности единичного агрегата до 10 МВт;

Бьеф – участок реки (канала), расположенный выше или ниже водоподпорного сооружения;

Замыкающие затраты по топливу – затраты на наиболее дорогое топливо в топливно-энергетическом балансе данного района.

Литература

1. Аминов Р.З., Борисенков А.Э. Оценка частоты внешнего обесточивания энергоблоков АЭС с ВВЭР//Атомная энергия. – 1997. – Т. 83. – Вып. 2. – С. 124-128.
2. Кейв Л. Аварии на АЭС, связанные с прекращением подачи электроэнергии на собственные нужды//Атомная техника за рубежом. – 1991. – № 2. – С. 31.
3. Аминов Р.З., Игнатов В.И. Методологические вопросы оценки безопасности АЭС при ее обесточивании и нарушении связей с системой//Атомная энергия. – 2002. – Т. 92. – Вып. 1. – С. 82-84.

4. Бахметьев А.М., Самойлов О.Б., Усынин Г.Б. Методы оценки и обеспечения безопасности ЯЭУ. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 136 с.
5. Mankato T., Pulkkinen U. Dependent Failures of Diesel Generators// Nucl. Saf. – 1982. – V. 23. – № 1. – P. 32-40.
6. Малая гидроэнергетика/Под ред. Л.П. Михайлова. – М.: Энергоатомиздат, 1989.
7. Пошехонов Б.В. Экономика надежности энергетических машин. – Л.: Машиностроение, 1974. – 137 с.

Поступила в редакцию 30.06.2006

К ВОПРОСУ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ НАДЕЖНОСТИ И РЕСУРСА ТРУБЧАТКИ АЭС С ВВЭР

В.П. Дерий*, В.К. Семенов, В.С. Щебнев****

* ФГУДП «Атомтехэнерго», г. Мытищи

** Ивановский государственный энергетический университет, г. Иваново



В работе предлагается математическая модель, позволяющая прогнозировать количество заглушенных теплообменных трубок парогенераторов АЭС с ВВЭР. Прогноз базируется на использовании уравнения Колмогорова, на основе которого в аналитической форме получены зависимости среднего числа заглушенных трубок и дисперсии распределения в функции времени.

Опыт эксплуатации АЭС с реакторами ВВЭР показывает, что большинство случаев простоя станций связано с выходом из строя теплоэнергетического оборудования, преимущественно парогенераторов. Поэтому прогнозирование их технического состояния является одной из важнейших задач эксплуатации [1]. Главным элементом, обеспечивающим ресурс парогенераторов АЭС, являются теплообменные трубки, состояние которых, в первую очередь, определяется водно-химическим режимом. Задача прогноза ресурса трубчатки должна заключаться в определении времени достижения числом заглушенных трубок некоторого критического значения. По наступлению названного момента времени устройство должно сниматься с эксплуатации. Обычно указанная задача решается методом аппроксимации реального распределения числа заглушенных трубок одной из известных функций распределения. При таком подходе весь промежуток времени работы парогенератора разбивается на отдельные этапы и на каждом этапе находят свои параметры функции распределения, которые отличаются друг от друга [2]. Поэтому, строго говоря, вопрос прогнозирования момента снятия аппарата с эксплуатации остается открытым.

Коррозионные повреждения теплообменных трубок определяются целым комплексом условий: накоплением отложений занесенных продуктов коррозии оборудования и трубопроводов второго контура, тепловым и динамическим режимами работы аппарата, внешними механическими воздействиями, наличием химически активных частиц и т.д. Многие величины можно считать определенными, детерминированными, тогда как сам процесс глушения трубок – процесс дискретный и случайный, а число заглушенных трубок – случайная величина. В таких условиях можно допустить существование вероятности того, что парогенератор, имевший в начальный момент времени t_0 определенное число заглушенных трубок, в последующий момент времени приобретет некоторое дополнительное число заглушенных трубок. Далее естественно также допустить, что процесс глушения трубок – стохастический процесс марковского типа [3], т.е. определенная выше вероятность зависит от начального

числа заглушенных трубок, но не зависит от предшествующей моменту t_0 истории поведения аппарата. Последнее предположение является весьма общим и, хотя вначале не может быть доказано, получает обоснование в дальнейшем. Так будет показано, что уравнения, описывающие кинетику глушения трубок на детерминированном уровне, являются, по существу, следствием сделанного допущения. Будем считать процесс глушения трубок марковским процессом дискретным по числу заглушенных трубок и непрерывным во времени. Состояние аппарата (системы) характеризуем числом заглушенных трубок N . Далее введем следующие обозначения и определения величин: $P(N_0, t_0; N, t)$ – вероятность того, что парогенератор, имевший в момент времени t_0 число заглушенных трубок N_0 , к моменту t будет иметь число заглушенных трубок N ; $Q_m(N, t)dt$ – вероятность глушения группы из m трубок, когда число заглушенных трубок фиксировано и равно N . На величину $Q_m(N, t)$ можно смотреть и как на средний поток заглушенных трубок. В самом деле, вероятность глушения за время dt двух групп равна $[Q_m(N, t)dt]^2$. Она представляет собой величину второго порядка малости по dt и ею можно пренебречь, тем более можно пренебречь вероятностями глушения трех и большего числа групп. Среднее число заглушенных трубок за время dt , по определению среднего, будет равно

$$0 \cdot [1 - Q_m(N, t)dt] + 1 \cdot Q_m(N, t)dt = Q_m(N, t)dt. \quad (1)$$

Следовательно, средний поток числа заглушенных трубок равен $Q_m(N, t)$.

Вначале рассмотрим случай, когда $m = 1$, т.е. глушение трубок происходит не группами, а по одной. Найдем вероятность $P(N_0, t_0; N, t+dt)$. На основании теоремы сложения вероятностей искомая вероятность складывается из вероятностей двух возможностей: из вероятности того, что парогенератор уже имел N заглушенных трубок и за время dt не было заглушено ни одной трубки, и из вероятности того, что к моменту времени t было заглушено $N-1$ трубка, а к моменту $t+dt$ заглушили еще одну трубку. Возможность глушения за время dt двух и большего числа трубок исключается, поскольку их вероятности второго и более высокого порядка малости по dt . Следовательно,

$$P(N_0, t_0; N, t+dt) = P(N_0, t_0; N, t)[1 - Q_1(N, t)dt] + P(N_0, t_0; N-1, t)Q_1(N-1, t)dt, \quad (2)$$

откуда следует уравнение

$$\frac{\partial}{\partial t} P(N_0, t_0; N, t) = P(N_0, t_0; N-1, t)Q_1(N-1, t) - P(N_0, t_0; N, t)Q_1(N, t). \quad (3)$$

Полученное уравнение в теории марковских процессов называется уравнением чистого размножения и представляет собой частный случай уравнения Колмогорова [3]. Заметим, что при $N = N_0$ правая часть уравнения не должна содержать первого слагаемого. Как правило, зависимость $Q(N)$ нелинейная, поэтому решение уравнения (3) можно найти только численными методами при помощи вычислительной техники. Между тем для практики достаточно знать, как ведут себя средние числа заглушенных трубок и их флуктуации. Для знания этих величин не требуется определения явного вида функции распределения.

Найдем уравнение для среднего числа заглушенных трубок. С этой целью умножим левую и правую части уравнения (3) на N и просуммируем по всевозможным значениям числа заглушенных трубок от N_0 до полного числа трубок в парогенераторе N_p . После несложных преобразований получим

$$\left(\frac{d\langle N \rangle}{dt} \right)_{N_0} = \langle Q_1(N, t) \rangle_{N_0}. \quad (4)$$

Индекс N_0 означает, что усреднение ведется при фиксированном значении начального числа заглушенных трубок N_0 . Под начальным числом N_0 понимается то число заглушенных трубок, которое система имела до ввода ее в эксплуатацию, здесь

$$\langle Q_1(N, t) \rangle_{N_0} = \sum_{N_1=N_0}^{N_p} P(N_0, t_0; N_1, t) Q_1(N_1, t). \quad (5)$$

Усредняя по числу начальных заглушенных трубок, получим уравнение

$$\frac{d\langle N \rangle}{dt} = \langle Q_1(N, t) \rangle, \quad (6)$$

которое имеет очевидный физический смысл: скорость глушения трубок определяется средним потоком заглушенных трубок. Заметим, что это уравнение носит общий характер, связанный с переходом от стохастического уровня описания к детерминированному. Однако, чтобы им воспользоваться для нахождения средней величины $\langle N \rangle$, вместо среднего потока в правой части уравнения подставляют поток как функцию от среднего, т.е. уравнение искажают и записывают в виде

$$\frac{\partial}{\partial t} P(N_0, t_0; N, t) = P(N_0, t_0; N-1, t) Q_1(N-1, t) - P(N_0, t_0; N, t) Q_1(N, t). \quad (7)$$

Подобная замена, строго говоря, допустима лишь в случае, когда $Q_1(N, t)$ линейно зависит от N . В остальных же случаях указанная замена возможна лишь в приближенном смысле при условии, что флуктуации $(\sqrt{\Delta})$ малы по сравнению с $\langle N \rangle$. Действительно, вблизи $\langle N \rangle$

$$Q_1(N) \approx Q_1(\langle N \rangle) + \frac{1}{2} Q_1' (N - \langle N \rangle) + \frac{1}{2} Q_1'' (N - \langle N \rangle)^2. \quad (8)$$

Здесь индексом ' и индексом '' обозначены соответственно первая и вторая производные по переменной N . Усредняя по N , получим

$$\langle Q_1(N) \rangle \approx Q_1(\langle N \rangle) + \frac{1}{2} Q_1'' \Delta. \quad (9)$$

Поскольку $\frac{Q_1'' \cdot \Delta}{Q_1}$ имеет второй порядок малости по относительной флуктуации $\frac{\Delta}{\langle N \rangle^2}$, то вторым слагаемым можно пренебречь, и приходим к уравнению (7).

Выведем теперь уравнение для дисперсии распределения

$$\Delta = \langle (N - \langle N \rangle)^2 \rangle = \langle N^2 \rangle - \langle N \rangle^2. \quad (10)$$

Согласно (6),

$$\frac{d\langle N^2 \rangle}{dt} = 2\langle N \rangle \langle Q_1 \rangle. \quad (11)$$

Умножая (3) на N^2 , суммируя N и по N_0 , с учетом (11), получим

$$\frac{d\Delta}{dt} = 2(\langle N Q_1 \rangle - \langle N \rangle \langle Q_1 \rangle) + \langle Q_1 \rangle. \quad (12)$$

Раскладывая $N Q_1$ в ряд Тейлора вблизи $\langle N \rangle$ и усредняя по N , имеем

$$\langle N Q_1(N, t) \rangle \approx Q_1(\langle N \rangle, t) \langle N \rangle + \frac{1}{2} [Q_1 N]''_{N=\langle N \rangle} \cdot \Delta.$$

Окончательно уравнение (12) приобретает вид:

$$\frac{d\Delta}{dt} = 2Q'_{1,N=\langle N \rangle} \cdot \Delta + Q_1(\langle N \rangle, t). \quad (13)$$

Если зависимость $Q_1(N, t)$ можно представить в виде $Q_1(N, t) = f(t)Q_1(N)$, то поделив уравнение (13) на уравнение (7), найдем зависимость дисперсии распределения от среднего числа заглушенных трубок

$$\frac{d\Delta}{d\langle N \rangle} = 2\Delta \frac{d}{d\langle N \rangle} [\ln Q_1(\langle N \rangle)] + 1. \quad (14)$$

Полученное уравнение является линейным и интегрируется в квадратурах

$$\Delta = \frac{Q_1^2(\langle N \rangle)}{Q_1^2(\langle N_0 \rangle)} \left[\Delta_0 + Q_1^2(\langle N_0 \rangle) \int_{\langle N_0 \rangle}^{\langle N \rangle} \frac{dN}{Q_1^2(N)} \right]. \quad (15)$$

Аналогичным образом можно найти уравнения для третьего момента распределения $\Gamma = \langle (N - \langle N \rangle)^3 \rangle$, характеризующего меру асимметрии распределения вероятностей. Опуская вычисления, приведем лишь окончательный результат

$$\frac{d\Gamma}{dt} = 3Q'_1\Gamma + 3Q'_1\Delta + Q_1. \quad (16)$$

Предлагаемая математическая модель легко может быть обобщена на случай, когда глушение трубок производится пачками. Опираясь на вероятностные соображения, аналогичные тем, которые привели нас к уравнению (3), получим следующее уравнение для $P(N_0, t_0; N, t)$:

$$\frac{\partial}{\partial t} P(N_0, t_0; N, t) = \sum_{N'} P(N_0, t_0; N', t) Q_{N-N'}(N', t) - P(N_0, t_0; N, t) \sum_{N'} Q_{N-N'}(N', t). \quad (17)$$

Для больших $N - N'$ $Q(N', t) = 0$, но для сохранения общности записи уравнений суммирование сохраним по всем значениям N' . Уравнение (17) представляет собой общее уравнение Колмогорова для случая, когда состояние системы описывается одной дискретной переменной [3]. Если задано распределение по начальному числу заглушенных трубок $f(N_0)$, то безусловные вероятности $P(N, t)$ связаны с условными вероятностями соотношением

$$P(N, t) = \sum_{N'+N_0=N} f(N_0) P(N_0, t_0; N', t).$$

Проведя вычисления, аналогичные предыдущим, получим уравнение для $\langle N \rangle$

$$\frac{d\langle N \rangle}{dt} = \sum_m m \langle Q_m(N, t) \rangle, \quad (18)$$

выражение для дисперсии распределения

$$\Delta = \frac{\left[\sum_m m Q_m(\langle N \rangle) \right]^2}{\left[\sum_m m Q_m(\langle N_0 \rangle) \right]^2} \left\{ \Delta_0 + \left[\sum_m m Q_m(\langle N_0 \rangle) \right]^2 \int_{\langle N_0 \rangle}^{\langle N \rangle} \frac{\sum_m m^2 Q_m}{\left(\sum_m m Q_m \right)^3} dN \right\} \quad (19)$$

и уравнение для третьего момента $\Gamma = \langle (N - \langle N \rangle)^3 \rangle$

$$\frac{d\Gamma}{dt} = 3 \sum_m m Q'_m \Gamma + 3 \sum_m m^2 Q'_m \Delta + \sum_m m^3 Q_m. \quad (20)$$

В заключение общей части заметим, что полученные формулы применимы не только для процесса глушения трубок, но при малой дисперсии к любым стохастическим процессам марковского типа с дискретным пространством состояний. В случае линейной зависимости Q от N вышеизложенная теория становится точной.

Коррозионное повреждение теплообменных трубок парогенераторов обусловлено действием многих перекрестных механизмов: физико-химическими процессами на поверхности металлов (гетерогенным катализом, диффузией, адсорбцией), изменением структуры материалов под действием тепловых и динамических нагрузок, радиационно-химическими процессами и др. Теоретически учесть действие всех этих механизмов вряд ли возможно, поэтому, на наш взгляд, правомерным представляется следующий формальный подход. Будем считать, что среднее, нормированное на

единицу число повреждаемых трубок $\langle N^* \rangle = \frac{\langle N \rangle}{N_p}$ пропорционально числу не заглу-

шенных трубок $(1 - \langle N^* \rangle)$. Считая процесс накопления дефектов непрерывным во времени, имеем уравнения баланса

$$\langle N^*(t + dt) \rangle = \langle N^*(t) \rangle + \lambda(t)(1 - \langle N^* \rangle)dt, \quad (21)$$

где $\lambda(t)$ – коэффициент пропорциональности, равный вероятности повреждения одной трубки за единицу времени. Раскладывая левую часть уравнения (21) в ряд Тейлора и ограничиваясь линейным членом разложения, получим

$$\frac{d\langle N^* \rangle}{dt} = \lambda(t)(1 - \langle N^* \rangle) = Q_1(\langle N^* \rangle). \quad (22)$$

Зависимость $\lambda(t)$ можно представить в виде ряда

$$\lambda(t) = \lambda_0 + \alpha t + \beta t^2 + \dots \quad (23)$$

Вначале эксплуатации для малых времен доминирующую роль играет первый член разложения, т.е. вероятность повреждения трубок от возраста аппарата зависеть не будет. С течением времени аппарат стареет, в нем накапливается усталость, и вероятность λ будет зависеть от возраста аппарата. Количество слагаемых в разложении (23) определяется видом экспериментальной зависимости числа заглушенных трубок для данного аппарата от времени.

Подставляя (22) в уравнение (15), получим выражение для дисперсии распределения ($\Delta_0=0, N_0=0$)

$$\frac{\Delta}{N_p} = (1 - \langle N^* \rangle)^2 \int_0^{\langle N^* \rangle} \frac{d\langle N \rangle}{(1 - \langle N \rangle)^2}, \quad (24)$$

которое после вычисления интеграла приводится к виду

$$\frac{\Delta}{N_p} = \langle N^* \rangle (1 - \langle N^* \rangle). \quad (25)$$

Максимум дисперсии имеет место при $\langle N^* \rangle = 0.5$, а дисперсия в максимуме $\Delta = 0.25 N_p$. График зависимости дисперсии распределения от представлен на рис.1. Как следует из формулы (25), относительная флуктуация удовлетворяет условию

$$\frac{\sqrt{\Delta}}{\langle N \rangle} = \sqrt{\frac{1 - \langle N^* \rangle}{N_p \langle N^* \rangle}} \ll 1, \quad (26)$$

чем и подтверждается правильность введенных предположений.

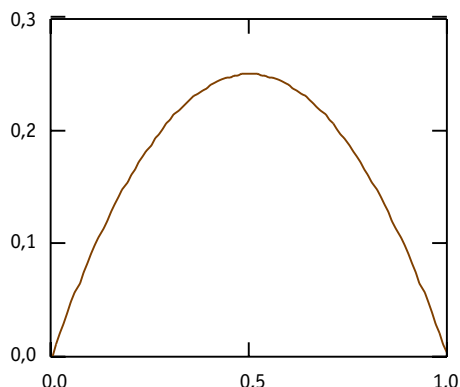


Рис.1. График зависимости дисперсии распределения

$\frac{\Delta}{N_p}$ от $\langle N \rangle$: — $D(N)$

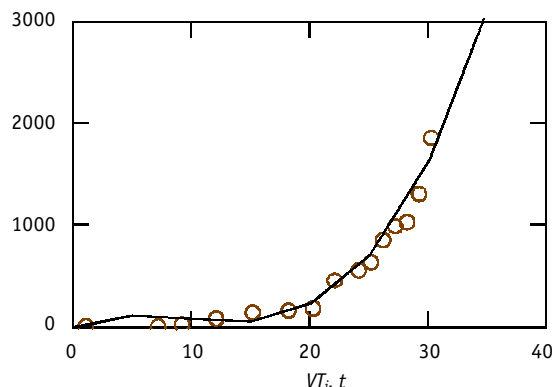


Рис. 2. Зависимость числа заглушенных трубок от времени: \circ — VA_i ; — $N(t)$

В качестве примера применения предложенной выше математической модели приведем прогноз числа заглушенных теплообменных трубок 3-го блока НВАЭС с ВВЭР-440. Обработка опубликованных экспериментальных данных [2] методом регрессии на основе формул (22) и (23) с наименьшей квадратичной погрешностью дает следующие значения коэффициентов:

$$\lambda_0 = 1,302 \cdot 10^{-3} 1/c, \quad \frac{\alpha}{2} = -1,715 \cdot 10^{-6} 1/c^2, \quad \frac{\beta}{3} = 6,145 \cdot 10^{-6} 1/c^3.$$

Функция прогноза $N(t)$ и экспериментальные точки представлены на рис. 2. Здесь время измеряется годами. Заметим, что прогноз на основе распределения Вейбулла [3] потребовал разбиения экспериментальной зависимости на девять временных интервалов с различными подгоночными коэффициентами.

ВЫВОДЫ

1. Предложена математическая модель прогнозирования глушения теплообменных трубок парогенераторов АЭС с ВВЭР. Наряду со средним числом заглушенных трубок модель позволяет рассчитать и их флуктуации.

2. Модель апробирована на примере прогноза числа заглушенных теплообменных труб парогенераторов блока №3 НВАЭС с ВВЭР-440.

Литература

1. Острейковский В.А. Старение и прогнозирование ресурса оборудования атомных станций. – М.: Энергоатомиздат, 1994.
2. Олейник С.Г., Беляков О.А., Костюков О.Е., Марцинюк Л.С. Использование вероятностных методов при изучении повреждаемости теплообменных трубок парогенераторов на АЭС с ВВЭР / ЭНИЦ-2004: Годовой отчет. – 2004. – С.184-190.
3. Баруча-Рид А.Т. Элементы теории марковских процессов и их приложения. – М.: Наука, 1969.

Поступила в редакцию 11.06.2006

ОБЩИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ ЗАГРЯЗНЕНИЯ ГЕОСИСТЕМ В РАЙОНЕ РАЗМЕЩЕНИЯ РЕГИОНАЛЬНОГО ХРАНИЛИЩА РАДИОАКТИВНЫХ ОТХОДОВ

А.Н. Васильева*, Г.В. Козьмин, Н.Е. Латынова**, О.В. Старков*,
В.И. Вайзер***

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

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



Объектом настоящих исследований явилось загрязнение геосистем в районе размещения хранилища радиоактивных отходов траншейного типа, созданного с 1954 по 1961 гг. в ГНЦ РФ-ФЭИ. Составлена топографическая основа площадки хранилища РАО и изучены геоморфологические особенности исследуемой территории. Отмечается превышение уровня вмешательства (УВ) и предельно-допустимых концентраций (ПДК) в грунтовых водах по ^{90}Sr и ряду токсичных металлов соответственно [1, 2]. Существенное загрязнение геосистем свидетельствует о необходимости проведения оценки состояния природной среды и изучения возможных путей поступления вредных веществ в компоненты природной среды. В первую очередь необходимо оценить возможность и скорость проникновения загрязненных грунтовых вод на их территорию и определить (в случае необходимости) степень воздействия ^{90}Sr и других искусственных радионуклидов на человека при поступлении их с водой и сельскохозяйственной продукцией.

ВВЕДЕНИЕ

Проект хранилища разработан Московской проектной конторой (МПК) в 1955 г. Площадь, занимаемая хранилищем, составляет 0,54 га.

Емкости траншейного типа (№№ 1, 2, 3 и 4) (рис. 1) предназначены для хранения ТРО. На территории хранилища расположена также железобетонная емкость (№ 5) для сбора и хранения ЖРО. Для осуществления контроля за миграцией радионуклидов пробурено 10 наблюдательных скважин.

Заполнение траншей ТРО проводили с 1954 г.; в 1961 г. региональное хранилище было законсервировано.

Анализ хроники событий, составленной по архивным данным ФЭИ (табл. 1), показал, что основной объем ЖРО из емкости № 5 был вывезен и переработан в 1974 г.

В период с 1961 по 1999 гг. проводили контроль уровней воды в наблюдательных скважинах и измеряли ее радиоактивность. Одновременно на территории хранилища шел неконтролируемый рост соснового леса и подлеска.

© А.Н. Васильева, Г.В. Козьмин, Н.Е. Латынова, О.В. Старков, В.И. Вайзер, 2007

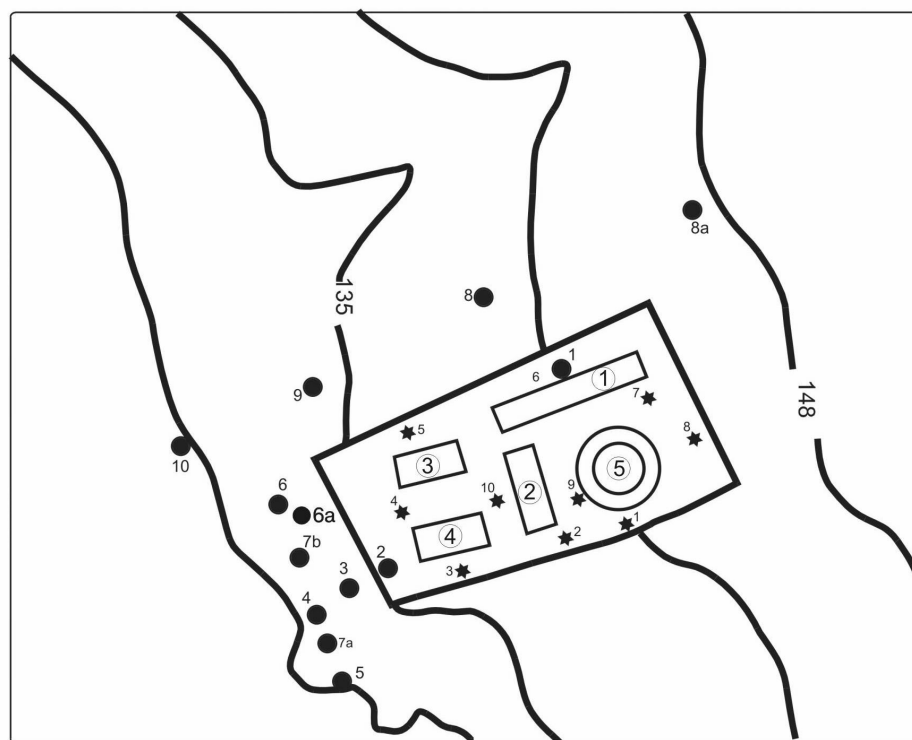


Рис. 1. Схема территории: 1 – 5 – номера емкостей; — — — — — горизонталы (линии равной высоты над уровнем моря); — — — — — емкость для хранения ТРО; — — — — — точки отбора проб; — — — — — контрольные скважины; — — — — — емкость для хранения жидких РАО

В 1990–1991 гг. провели бурение дополнительных наблюдательных скважин вместо устаревших и пришедших в негодность.

Таблица 1

Хроника событий на территории регионального хранилища РАО с 1954 по 2005 гг.

№ п/п	Годы	События
1	1954	Заполнение емкости № 1 (ТРО).
2	1955	Проектирование регионального хранилища.
3	1955 – 1961	Заполнение емкостей № 2 (ТРО), № 3 (ТРО), № 4 (ТРО), № 5 (ЖРО).
4	1961	Прекращение заполнения емкостей отходами и консервация хранилища.
5	1974	Перевозка ЖРО из емкости № 5 на переработку.
6	1990 – 1991	Бурение наблюдательных скважин вместо устаревших.
7	1961 – 1998	Контроль радиоактивности воды в наблюдательных скважинах. Рост соснового леса и подлеска.
8	1998 (окт. – нояб.)	Увеличение радиоактивности воды в наблюдательной скважине № 4.
9	1998 (окт. – дек.)	Вскрытие обваловок емкостей.
10	1999 (август)	Обнаружение утечки радиоактивности из емкости № 4 и проведение защитных мероприятий.
11	1999 – 2004	Контроль радиоактивности воды в скважинах регионального хранилища и в водоемах, расположенных вблизи хранилища.
12	2005	Комплексное радиоэкологическое обследование воды, почвы, растительности на территории и в ближней зоне хранилища.

Многолетние наблюдения (1961 – 1998 гг.) ГНЦ РФ – ФЭИ за уровнем активности радионуклидов в наблюдательных скважинах хранилища показывали соответствие фоновым значениям радиоактивности. Впервые значительное увеличение активности (от десятых долей Бк/л до уровня вмешательства (УВ) = 5 Бк/л [1]) отмечено в октябре 1998 г. (табл. 2). Проведенные гамма- и бета-спектрометрические измерения показали, что радиоактивность воды обусловлена ^{90}Sr .

Таблица 2

Результаты измерения ^{90}Sr в пробах воды, отобранных на территории хранилища и ближней зоны (Бк/л)

Дата пробоотбора	Скважина № 4	Ручей	Болото
08.10.1998 г.	42,8	–	–
08.12.1998 г.	108	–	–
29.12.1998 г.	–	2,0	1,3
11.05.1999 г.	–	13,7	2,4
25.05.1999 г.	109	–	–

В 1998–1999 гг. проведен комплекс защитных инженерных мероприятий по снижению экологической нагрузки на окружающую среду.

Условия хранения радиоактивных отходов в данном хранилище не соответствуют современным требованиям многобарьерной защиты. Оно представляет потенциальную радиационную опасность для населения и природной среды.

С целью исследования условий миграции и аккумуляции радионуклидов в районе размещения регионального хранилища РАО были проведены комплексные радиоэкологические исследования:

- 1) описание природных геосистем, подвергшихся радиоактивному загрязнению;
- 2) определение геолого-гидрологических и геолого-геоморфологических характеристик, влияющих на процессы миграции радионуклидов в природных водах;
- 3) выявление мест локализации радионуклидов и определение факторов их аккумуляции;
- 4) определение характера распределения радионуклидов в почвенных профилях контрольных точек;
- 5) определение химического состава подземных вод в пределах территории хранилища и поверхностных вод прилегающих к нему водных объектов.

ОБОБЩЕНИЕ ГЕОЛОГИЧЕСКИХ ДАННЫХ

Исследуемая территория расположена в пределах Смоленско-Московской ландшафтной провинции в средней части бассейна р. Протва. Хранилище радиоактивных отходов (РАО) находится в нижней части склона надпойменной террасы долины Протвы. Расстояние до р. Протва составляет 1000 – 1200 м. Абсолютные отметки меженного уровня реки – 121–122 м. В 100 м от границы хранилища РАО начинается пойма реки. В 50 м от хранилища находится заболоченное притеррасное понижение, питаемое преимущественно грунтовыми водами (верховодкой), по которому протекает ручей, подпруженный автодорогой. По другую сторону автодороги расположено садовое общество. Естественный сток характеризуемой территории формируется на водоразделе. Общая площадь водосбора данной территории составляет порядка 25 000 м², а общий расчетный сток 12,3 м³/сут. В поток, питающий верховодку под емкостью № 4, попадает часть общего стока, определяемая параметрами площадки и расположением емкостей.

Временные водотоки берут начало из-под территории хранилища в районе точек 6, 6а и 7б и существуют они непродолжительное время после обильных дождей и в период снеготаяния.

С целью уточнения литологического строения участка в июле 2004 г. была пробурена скважина в верхней части хранилища (табл. 3).

Таблица 3

Описание литологической основы территории хранилища ТРО

Глубина, м	Характеристика породы
От 0 до 0,5	Насыпной грунт
Свыше 0,5 до 8,8	Песок аллювиальный разномерный
Свыше 8,8 до 11,7	Песок аллювиальный мелкозернистый слабглинистый
Свыше 11,7 до 13,5	Суглинок моренный с большим содержанием гравия и гальки
Свыше 13,5 до 15,7	Песок флювиогляциальный разномерный с галькой и гравием
Свыше 15,7 до 16,8	Гравийно-галечные и песчаные флювиогляциальные отложения

ИЗУЧЕНИЕ ПУТЕЙ МИГРАЦИИ ТЕХНОГЕННЫХ РАДИОНУКЛИДОВ

На первом этапе работ по формированию системы радиоэкологического мониторинга в районе хранилища ТРО методами полевых маршрутных наблюдений, заложения и описания ключевых точек ландшафтно-геохимических профилей, а также изучения данных бурения определены возможные пути миграции радионуклидов за пределы хранилища ТРО и места их аккумуляции на геохимических барьерах.

Геоморфологическое изучение территории выявило ряд факторов, благоприятствующих миграции радионуклидов и распространению их за пределами хранилища.

Поверхностный сток

Уклоны местности около 10–15° способствуют развитию плоскостной (делювиальный сток) и линейной эрозии. Геоморфологическое изучение местности показало наличие маломощного (не более метра в нижней части склона) делювиального шлейфа, который представляет собой переотложенные покровные суглинки. Наличие разнообразных эрозионных форм: почти прямолинейных ложбин вдоль линий максимального уклона свидетельствует о высоких скоростях временных водотоков, на юго-западе от хранилища расположен активно растущий овраг, размываемый временными водотоками ливневой канализации.

Внутрипочвенный латеральный сток

Благоприятствующими факторами являются промывной водный режим зоны аэрации, легкий механический состав подстилающих пород (хорошо перемытые флювиогляциальные пески средне- и мелкозернистые) (табл. 1), значительные уклоны местности. На глубине 6 м в средней части склона террасы и около 3 м в нижней части пески подстилаются суглинками, являющимися водоупором для верховодки, в нижней части склона они выходят на поверхность и здесь происходит разгрузка подземных вод.

Детальное изучение микро- мезорельефа местности, проведенное в процессе маршрутных наблюдений, показало, что на месте хранилища проходила ложбина шириной 3–4 м и глубиной около 1 м, по ложбине осуществлялся сток дождевых и талых вод. При сооружении хранилища территория была выровнена, тем не менее, верхняя часть ложбины ясно прослеживается в рельефе выше по склону от хранилища и служит своеобразным водосбором поверхностных вод. Вполне логично предположить, что в пределах бывшей ложбины и осуществлялся повышенный внутрипочвенный

сток, который продолжается и в настоящее время. Ниже хранилища, на расстоянии примерно 7 м, на линии дна бывшей ложбины наблюдается периодический выход внутрипочвенных вод. Данные измерений проб воды показали здесь самые высокие значения удельной активности ^{90}Sr . Одним из дополнительных источников грунтовых вод в данном случае могут быть аэротэнки расположенных рядом с хранилищем (выше по склону) городских очистных сооружений. Из возможных трещин сточные воды могут поступать в почву, следуя общему уклону местности.

Инфильтрации ^{90}Sr в грунтовые воды благоприятствуют следующие факторы: промывной водный режим зоны аэрации при значительном количестве атмосферных осадков, дополнительное увлажнение за счет застоя влаги у верхнего забора хранилища, легкий механический состав подстилающих пород. Водоупорный горизонт (глины) по данным бурения в июле 2004 г. находится на глубине около 16 м. Грунтовые воды отмечены в основном на глубине 6,8 м, межпластовые – значительно ниже.

Учитывая значительный, на наш взгляд, вклад латеральной внутрипочвенной миграции радионуклидов за пределы хранилища, можно предположить также и инфильтрацию их с атмосферными осадками и талыми водами в горизонт грунтовых вод. Для определения степени воздействия хранилища ТРО на прилегающие геосистемы были заложены два профиля в нижней части ландшафтной катены (рис. 2).

Места для заложения профилей выбирались на основании полевых маршрутных исследований. В пределах каждого профиля были выбраны наиболее репрезентативные точки, в которых проводилось описание компонентов геосистем (табл. 4). Отбирались образцы почв, растительности и вод. Отбор проб почв проводился послойно через каждые 5 или 10 см с учетом расположения генетических горизонтов. Из верхнего 5-сантиметрового слоя отбиралась средняя проба.

Профиль №1 заложен по линии наибольшего уклона второй надпойменной террасы Протвы в пределах территории хранилища и непосредственно ниже нее по склону. Верхняя точка расположена в верхней части территории хранилища, следующая

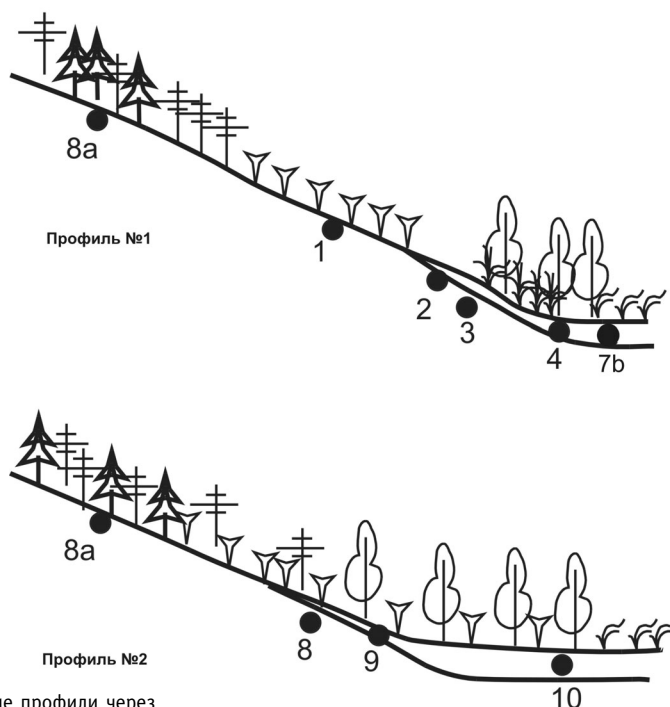


Рис. 2. Схематические профили через исследуемые геосистемы

– под четвертой (аварийной) емкостью, далее – за пределами его территории на перегибе склона. Нижняя точка расположена в аккумулятивной супераквальной геосистеме притеррасного понижения.

Профиль №2 заложен параллельно в 50 м к юго-западу от первого по линии наибольшего уклона второй надпойменной террасы. Точки второго профиля закладывались на траверсах точек профиля №1 в транзитных и аккумулятивных геосистемах, являющихся фоновыми по отношению к измененной геосистеме территории хранилища.

Фоновые геосистемы представлены широколиственно-светлохвойными трансэлювиальными геосистемами на склоне второй надпойменной террасы с дерново-слабоподзолистыми почвами на флювиогляциальных песках и аккумулятивными супераквальными геосистемами сырых логов под сероольшанниками, ивняками и низинными лугами в притеррасном понижении поймы реки на дерново-глеевых почвах [3].

В районе хранилища геосистемы склона террасы были нарушены в ходе строительства около 50 лет назад, когда был полностью нарушен почвенный покров, растительность и значительно изменен рельеф территории. В конце 90-х годов после обнаружения и затем ликвидации утечки из емкости № 4 на территории хранилища была полностью вырублена древесная растительность. В настоящее время данное урочище находится на стадии ренатурализации. Древесный ярус отсутствует, в травянистом преобладает вейник лесной, клевер красный, встречается осот, одуванчик, земляника, мышиный горошек, пижма. В пределах хранилища почвенный покров был полностью нарушен и в настоящее время представляет собой слаборазвитые дерновые почвы на песчаных отложениях, местами (в нижней части площадки) под 40-сантиметровым слоем песка обнаруживается погребенная дерново-слабоподзолистая намытая почва на делювиальных суглинках. Значительные изменения испытали и геосистемы нижней части склона террасы, находящиеся ниже хранилища. В настоящее время здесь на намытых делювиальных суглинках сформировались дерновые намытые почвы, в растительном покрове доминируют крапива и малина.

Геоморфологические особенности местности позволяют предположить, что миграция радионуклидов осуществляется вниз по склону преимущественно внутрпочвенным стоком в пределах ранее существовавшей здесь ложбины, аккумуляция – в пределах притеррасного понижения. Возможно также накопление радионуклидов и в верхних горизонтах почв, обогащенных гумусом и тонкими глинистыми частицами. Для проверки этого предположения были выбраны указанные профили, отобраны пробы почв и воды из болотца притеррасного понижения.

ДАННЫЕ РАДИАЦИОННОГО И ХИМИЧЕСКОГО МОНИТОРИНГА

Для пробоотбора были выбраны наиболее репрезентативные точки, в которых проводилось описание компонентов природных или природно-антропогенных геосистем. Места пробоотбора отмечены на карте-схеме территории хранилища (рис. 1). Отбор проб грунта производился послойно через каждые 5 или 10 см с учетом расположения генетических горизонтов на глубину до 70 м с помощью бура площадью поперечного сечения ~ 50 см² и лопаты с использованием рулетки. Из верхнего слоя 5 см методом «конверта» (по одной пробе из четырех углов квадрата со стороной 1 м и из его центра – на пересечении диагоналей с последующим перемешиванием) отбиралась средняя проба.

В ходе предварительного исследования из техногенных радионуклидов, вышедших за пределы емкостей хранилища вследствие потери ими герметичности, были обнаружены только ⁹⁰Sr и ¹³⁷Cs. Измерения ⁹⁰Sr и ¹³⁷Cs в пробах проводили с использованием аттестованных методик и спектрометрических установок [4]: ¹³⁷Cs – методом полупроводниковой гамма-спектрометрии с использованием Ge(Li) детектора; ⁹⁰Sr –

на сцинтилляционном спектрометре бета-излучения «БЕТА-01С» (НПЦ «Аспект», г. - Дубна, Россия) после радиохимического выделения экстракционным концентрированием и последующей очисткой стронция из азотно-кислой вытяжки хлороформным раствором краун-эфира ДЦГ18К6 с последующим измерением в-активности дочернего продукта – иттрия.

Средние значения запаса ^{90}Sr , определяемого в верхнем 10-сантиметровом слое почвы, в пределах исследуемых профилей и в области притеррасного понижения представлены на рис. 3.

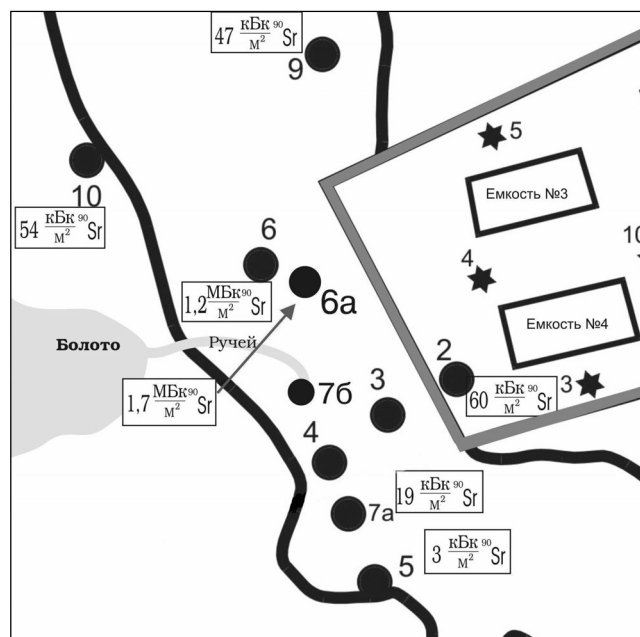


Рис. 3. Загрязнение ^{90}Sr в области локализации радионуклидов

Точка 8 а находится в верхней части склона и характеризует общее техногенное загрязнение района хранилища, не связанное с хранением РАО. Загрязнение ^{137}Cs некоторых участков территории хранилища и сопредельных участков притеррасного понижения возможно вызвано перемещением грунта во время проведения защитных мероприятий (1999 г.). Следует отметить, что основная часть активности ^{137}Cs (~ 60 %) за пределами хранилища сосредоточена в верхнем горизонте толщиной не более 10 см. Такое распределение соответствует характерному распределению радионуклидов по профилю почвы в естественных экосистемах [5]. На территории хранилища распределение радионуклидов по профилю почвы более равномерно.

Загрязнение исследуемой территории ^{137}Cs незначимо. Этот вывод можно сделать, сопоставляя максимальную плотность загрязнения ^{137}Cs (~ 7 кБк/м²) с плотностью загрязнения данным радионуклидом, установленной для зоны проживания с льготным социально-экономическим статусом (от 37 до 185 кБк/м²) в соответствии с Законом «О социальной защите граждан, пострадавших вследствие Чернобыльской катастрофы». Здесь также необходимо отметить, что участок с максимальным загрязнением ^{137}Cs расположен на территории хранилища (за железобетонным ограждением) и закрыт от доступа населения.

Радиоэкологическая обстановка в районе хранилища РАО полностью обусловлена ^{90}Sr . Геоэкологическое исследование района притеррасного понижения позволило выявить участок локализации ^{90}Sr (рис. 3).

Таблица 4

Описание геосистем и удельное содержание техногенных радионуклидов в почве

№ точки пробо-отбора	Описание геосистем	A _{уд.} , Бк/кг*	
		⁹⁰ Sr	¹³⁷ Cs
1	Флювиогляциальные и аллювиальные песчаные отложения. Почвенный покров нарушен. «Новый» А1 мощностью 5–7 см. Разнотравно-злаковая растительность с участием бобовых (клевер) (сеяный луг).	30	68
2	Флювиогляциальные и аллювиальные песчаные отложения. Почвенный покров нарушен. Погребенные почвы на делювиальных суглинках (переотложенные покровные суглинки) перекрыты 40 см толщиной песчаных отложений. «Новый» А1 мощностью 5–7 см. Разнотравно-злаковая растительность с участием бобовых (клевер) (сеяный луг).	45	12
3	Поверхность – делювиальные суглинки. Намытая дерновая средне-тяжелосуглинистая почва. Кустарник (малина, лещина), в травянистом ярусе доминирует крапива.	69	11
4	Поверхность не заболочена, покрыта слоем делювиальных суглинков. Намытая дерновая с признаками оподзоливания средне-тяжелосуглинистая почва. Ольха, во втором ярусе – лещина, травянистый ярус – разнотравье со значительным участием крапивы.	64	9
6а	Илистые отложения мощностью 2–10 см. Ольха, ива, осина, камыш.	12590	9
7	Илистые отложения мощностью 2–10 см. Ольха, ива, осина, камыш.	45	6
7а	Илистые отложения мощностью 2–10 см. Ольха, ива, осина, камыш.	93	6
7б	Илистые отложения мощностью 2–10 см. Ольха, ива, осина, камыш.	9900	5
7в	Илистые отложения мощностью 2–10 см. Ольха, ива, осина, камыш.	630	7
8	Флювиогляциальные и аллювиальные песчаные отложения. Поверхность нарушена ~ 40 лет назад. Смешанный лес: рябина, лещина, в травостое – ландыш, копытень, земляника, крапива.	10	5
9	Дерново-подзолистая намытая почва на делювиальном суглинке подстилается песками. Смешанный лес: сосна, береза, рябина, лещина, липа, в травостое – ландыш, копытень, крапива, осока.	26	8
10	Поверхность заболочена, покрыта илистыми отложениями с включением слаборазложившихся растительных остатков. Преобладают таволга, камыш.	150	5

* – средние значения в верхнем слое (0 – 5 см) почвы.

Исследования распределения ⁹⁰Sr по профилю почвы и грунта показали почти равномерное распределение этого радионуклида на глубину до 70 см (точка 9 в нижней части склона террасы за пределами хранилища). Данное обстоятельство позволяет предположить, что радиоактивное загрязнение сопредельной территории вызвано двумя факторами: поверхностным стоком с территории хранилища и внутрипочвенной миграцией ⁹⁰Sr со стороны объемного источника, сформировавшегося на территории хранилища, в его нижней части, за время утечки радионуклидов из аварийной емкости.

Пробы воды отбирали из наблюдательных скважин глубиной 12 м, водоемов, расположенных в районе размещения объекта: ручья, болота и в месте выхода грунтовых вод на поверхность. Объем проб составлял 2–10 л, в зависимости от наличия воды в скважине.

Отбор проб из наблюдательных скважин осуществлялся с помощью специального закрепленного на тросе пробоотборника, опускаемого в скважину. Одновременно производился замер уровней воды в наблюдаемых скважинах и водоемах: разность глубин между первым плесом и ударом пробоотборника о дно.

По полученным данным наибольшая концентрация радионуклида ⁹⁰Sr наблюда-

Результаты химического анализа проб воды с территории регионального хранилища и ближней зоны

Место пробоотбора	рН	Жесткость, мг-экв/л	Cl ⁻ , мг/л	NO ₃ ⁻ , мг/л	Примечание
Скважина № 1	8,70	2,02	4,30	5,84	небольшой осадок
Скважина № 4	8,15	11,68	10,20	11,00	осадок
Скважина № 5	8,05	3,40	7,60	1,64	осадок
Скважина № 7	7,65	10,30	6,92	11,10	осадок
Скважина № 9	7,95	6,16	1,62	21,30	небольшой осадок (муть)
Скважина № 10	7,45	10,58	9,80	13,00	небольшой осадок (муть)
Выход верховодки в точке 6а	8,00	7,82	32,00	27,30	хлопья
Выход верховодки в точке 7в	6,82	–	–	–	–
Болото	7,95	3,40	9,40	3,06	муть
Ручей	7,15	10,00	10,00	0,00	обильный осадок

ется в воде в месте выхода верховодки в Т. 6а (~ 100 Бк/л), что в двадцать раз превышает УВ по ⁹⁰Sr для вод открытых водоемов (5 Бк/л) [1].

В водах наблюдательной скважины № 4 и ручья, протекающего вблизи хранилища, удельная активность ⁹⁰Sr составляет около 50 Бк/л. Концентрация радиоактивного стронция в болоте и в месте выхода верховодки в Т. 6 иногда в 2 – 5 раз превышает уровень вмешательства для открытых водоемов (5 Бк/л). Содержание данного радионуклида в воде других наблюдательных скважин много меньше уровня вмешательства.

Содержание радионуклида ¹³⁷Cs в пробах воды находится на уровне фона.

Получены результаты инструментального химического анализа подземных вод из скважин на территории хранилища, выходов верховодки и воды болотца в притеррасном понижении за пределами хранилища (см. табл. 5, 6). Содержание макроэлементов определялось методом атомной абсорбции на приборе Varian 250 Plus после необходимого разбавления пробы дистиллированной водой и добавления супрессантов (соли Cs и Sr) для подавления ионизационных помех. Концентрацию микроэлементов измеряли атомно-эмиссионным методом с индуктивно связанной плазмой на приборе Varian Liberty II после предварительного концентрирования подкисленной пробы путем упаривания в 8 – 10 раз в кварцевой чашке. Перед анализом на содержание макро- и микроэлементов, пробы воды фильтровались через бумажный фильтр «синяя лента» и стабилизировались добавлением концентрированной азотной кислоты из расчета 1–2 мл HNO₃ на 1 л воды.

Для определения содержания анионов в пробах воды, отобранных из района размещения хранилища, использовали спектрофотометр СФ-26.

Жесткость воды исследуемых проб не превышает уровня, характерного для природных вод данного региона. Значения рН соответствуют классификации по группам природных вод от нейтральных до слабощелочных. Обращает на себя внимание высокое содержание анионов хлора, что не характерно для природных вод данного региона. В воде скважин 4 и 5 имеет место очень высокое содержание таких токсичных металлов как марганец и цинк. Отмечена высокая концентрация никеля в воде скважин 4, 5, 7. Такое превышение содержаний химических элементов в исследуемых пробах может быть объяснено выносом за пределы емкостей продуктов коррозии металлоконструкций и прочих содержащихся в них отходов.

Таблица 6

Катионный состав воды, отобранной в районе расположения временного хранилища отходов

Место отбора пробы	Концентрация, мг/л								Концентрация, мкг/л									
	K	Na	Ca	Mg	Sr	Al	Fe	Mn	Zn	Ni	Cu	Cr	Co	Cd	Pb			
Подземные воды																		
Скважина 1	0,46	2,95	19,7	14,7	58	3,27	5,2	1,54	15,3	2,76	2,74	0,51	0,19	0,013	7,01			
Скважина 4	2,35	3,63	248,6	19,0	483	3,57	128,4	1187	1364	318,2	1,53	0,02	5,74	0,298	2,60			
Скважина 5	0,17	2,42	146,6	19,5	155	7,85	11,6	2463	687	134,5	1,11	0,18	0,60	0,095	0,44			
Скважина 7	0,67	3,28	282,0	12,4	276	9,31	10,8	105	11,3	179,2	2,77	0,004	0,75	0,138	5,13			
Скважина 9	0,23	2,27	202,3	14,7	130	6,12	10,4	69	1363	65,3	2,19	0,21	0,80	0,315	2,10			
Скважина 10	0,64	3,21	236,6	22,9	159	7,71	19,8	563	1363	44,8	3,92	2,68	0,65	0,271	13,9			
Поверхностные воды																		
ПДК*	-	200	-	-	7000	500	300	100	1000	100	1000	500	100	1	30			
Выход верховодки в точке 6	-	-	-	-	486,28	28,18	14,99	967,41	6,83	9,58	6,48	-	0,37	-	-			
Выход верховодки в точке 6а	-	-	-	-	538,74	23,90	5,41	14,42	5,18	6,63	5,91	-	-	-	-			
Выход верховодки в точке 7в	0,65	-	134,10	18,50	334,03	26,25	33,96	999,69	5,58	5,72	8,96	6,23	0,02	0,16	-			
Ручей	1,68	4,22	92,60	10,30	282,00	8,02	19,80	11,20	11,40	3,20	2,59	0,17	0,20	0,02	2,51			
Болото	0,97	4,09	204,90	19,60	242,00	1,76	10,60	1,44	10,10	1,12	3,09	0,16	0,08	0,01	2,78			

* – ПДК в воде водных объектов хозяйственно-питьевого и культурно-бытового водопользования [1].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате исследований, проведенных в районе хранилища РАО ГНЦ РФ-ФЗИ, были получены следующие основные результаты:

- миграция радионуклидов обуславливается главным образом перемещением с поверхностным и внутрипочвенным латеральным стоком, а также инфильтрацией в грунтовые воды и дальнейшим распространением в горизонте грунтовых вод;
- аккумуляция радионуклидов происходит на сорбционном барьере заболоченного притеррасного понижения;
- благоприятствующими факторами интенсивной миграции радионуклидов являются промывной водный режим зоны аэрации, легкий механический состав подстилающих пород (хорошо перемытые флювиогляциальные пески средне- и мелкозернистые), значительные уклоны местности;
- радиоэкологическая обстановка в районе хранилища РАО полностью обусловлена ^{90}Sr ; геоэкологическое исследование района притеррасного понижения позволило выявить участок локализации ^{90}Sr за пределами территории регионального хранилища; исследование содержаний ^{90}Sr в различных горизонтах почвы показали почти равномерное распределение этого радионуклида на глубину до 70 см;
- по всей видимости, радиоактивное загрязнение сопредельной территории вызвано двумя факторами: поверхностным стоком с территории хранилища и внутрипочвенной миграцией ^{90}Sr со стороны объемного источника, сформировавшегося на территории хранилища, в его нижней части, за время утечки радионуклидов из аварийной емкости;
- наблюдается существенное превышение содержаний некоторых химических элементов в воде контрольных скважин по сравнению с концентрациями в грунтовых водах, протекающих за пределами зоны воздействия хранилища, в связи с выносом за пределы емкостей продуктов коррозии металлоконструкций и прочих содержащихся в них отходов техногенного происхождения.

Представленные результаты показывают необходимость изучения процессов миграции радионуклидов и тяжелых металлов и экологической оценки состояния природной среды.

Литература

1. Нормы радиационной безопасности (НРБ-99). СП 2.6.1.758-99. – М.: Минздрав России, 1999. – С.115.
2. *Опекунов А.Ю.* Экологическое нормирование. – С.-П.: СПб., ВНИИ Океангеология, 2001. – 216 с.
3. *Латынова Н.Е., Вайзер В.И., Козьмин Г.В. и др.* Изучение геосистем в районе хранилища твердых радиоактивных отходов с целью обоснования радиоэкологического мониторинга / Сб. докл. III Международной научно-практической конференции «Экология речных бассейнов». – Владимир, 2005. – С. 243.
4. Методические рекомендации по санитарному контролю за содержанием радиоактивных веществ в объектах внешней среды / Под общ. ред. А.Н. Мареев и А.С. Зыковой. – М.: Атомиздат, 1980.
5. *Козьмин Г.В., Круглов С.В., Яцало Б.И. и др.* Основы ведения сельского хозяйства в условиях радиоактивного загрязнения: Учеб. пособие / Под общ. ред. А.П. Коржавого. – М.: МГТУ, 2004. – 184 с.
6. *Моисеев А.А., Иванов В.И.* Справочник по дозиметрии и радиационной гигиене. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 243 с.

Поступила в редакцию 14.07.2006

БИОТЕСТИРОВАНИЕ ПОДЗЕМНЫХ И ПОВЕРХНОСТНЫХ ВОД В РАЙОНЕ ХРАНИЛИЩА ОТХОДОВ ЯДЕРНОГО ПРОИЗВОДСТВА

С.В. Пяткова, Е.В.Бахвалова, Е.И.Егорова, Г.В.Козьмин

Обнинский государственный технический университет атомной энергетики, г.Обнинск



Цель работы – биологическая оценка качества подземных и поверхностных вод в районе хранилища РАО и сброса сточных вод предприятия атомной энергетики ГНЦ РФ-ФЭИ. В качестве тест-объектов использовались гидробионты разных систематических групп: водоросли *Chlorella vulgaris*; инфузории *Spirostomum ambiguum*; ракообразные *Daphnia magna Straus*, а также высшее растение – лук *Allium cepa*. Результаты тестирования воды в районе сброса сточных вод ФЭИ и расположения хранилища РАО продемонстрировали, что вода оказывает негативное действие на функционирование, выживаемость и генетическую стабильность тест-объектов. Показана необходимость проведения регулярного физико-химического и биологического мониторинга водной среды из критических точек зоны наблюдения для оценки экологического благополучия региона.

Для анализа состояния природных сред, в том числе подвергающихся хроническому антропогенному воздействию, порой важно знать не только содержание поллютантов в воздухе, воде, почве, донных отложениях или живых организмах, но и изменения жизненно важных параметров наиболее чувствительных к такому воздействию представителей биоты. В подобных исследованиях важно не дифференцирование загрязнений, а оценка их совместного действия на экосистему по интегральным показателям ответных реакций живых организмов на загрязнение среды их обитания. Результаты биотестирования позволяют выявить критические ситуации и являются необходимыми для получения объективной информации в целях разработки мероприятий по уменьшению влияния загрязнения на окружающую среду [1, 2].

Представленная работа выполнена летом и осенью 2005 г. в ходе комплексного обследования состояния подземных вод, выходы которых расположены в нижней части склона под хранилищем радиоактивных отходов (РАО) ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт (ФЭИ) г.Обнинска и воды р.Протвы в районах сброса очистных сооружений данного предприятия [3].

Захоронения РАО находятся за промплощадкой ГНЦ РФ-ФЭИ и примыкают к территории городских очистных сооружений. Заполнение траншей хранилища производилось в 1954–1961 гг. Во время эксплуатации хранилище было единственным в Центральном регионе, куда отходы свозили из организаций городов Москвы и Ленинграда. Часть траншей выполнена из бетона (емкости № 2, 3 и 4), емкость № 1 –

земляная (рис. 1). После заполнения РАО они были перекрыты железобетонными плитами и обвалованы грунтом высотой до 1 м. Хранилище является законсервированным и находится за пределами охраняемой зоны предприятия. Сооружение обнесено железобетонным ограждением.

Контроль за миграцией радионуклидов в окружающую среду проводится отделом радиационной безопасности и охраны окружающей среды (РБ и ООС) ГНЦ РФ-ФЭИ путем отбора проб грунтовых вод из наблюдательных скважин, расположенных на территории хранилища, с периодичностью 2 раза в год. Результаты многолетних наблюдений уровней активности радионуклидов в наблюдательных скважинах хранилища с 1961 по 1998 г. соответствовали фоновым значениям активности естественных радионуклидов. Впервые значительное увеличение активности (от десятых долей Бк/л до 40 Бк/л в октябре 1998 г., а затем и до 100 Бк/л в январе – мае 1999 г.) было отмечено при отборе проб воды в районе емкости № 4. Проведенные гамма- и бета-спектрометрические измерения показали, что радиоактивность воды обусловлена ^{90}Sr [4].

Весна–начало лета 2005 г. характеризовались повышенным количеством атмосферных осадков, в результате чего в нижней части склона непосредственно под хранилищем сформировались выходы подземных вод – верховодки. Одним из дополнительных источников грунтовых вод могут быть аэротэнки городских очистных сооружений, из трещин которых сточные воды поступают в грунт и, следуя общему уклону местности, движутся через нижнюю часть территории хранилища. Постоянное наличие воды в грунте под хранилищем способствует преждевременному разрушению емкостей для хранения твердых радиоактивных отходов (ТРО) и выносу радионуклидов за пределы хранилища с последующим распространением их в окружающей среде.

ФЭИ имеет три выпуска промышленных сточных вод в р. Протву, общим объемом сброса примерно 25000 тыс. м³/год (0,8 м³/с) с учетом сброса сточных вод очистных сооружений г.Обнинска. Режим выпуска и сбросов по расходу воды во всех точках постоянный.

Впервые радиоактивное загрязнение Протвы выявлено в 1989–1990 гг. Было ус-

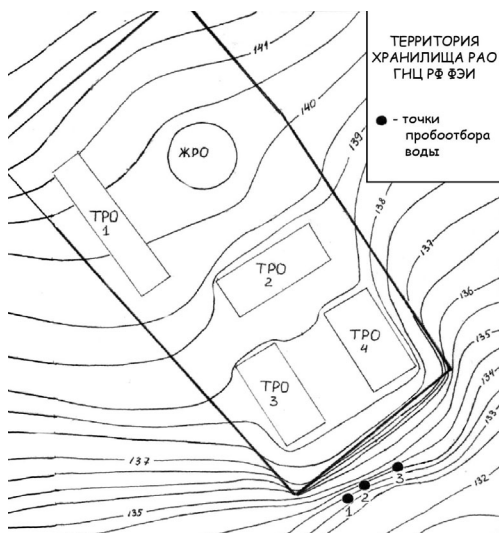


Рис. 1. Карта-схема точек пробоотбора воды верховодки в районе хранилища РАО

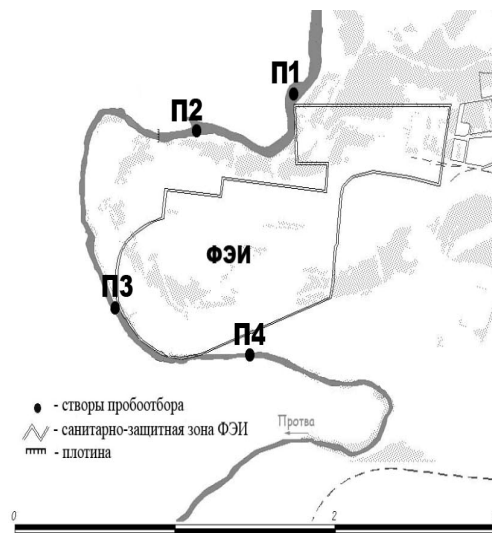


Рис. 2. Карта-схема точек пробоотбора воды р. Протвы

тановлено, что на протяжении 70 км от промстоков ФЭИ до устья иловые отложения Протвы загрязнены радионуклидами ^{137}Cs и ^{134}Cs [4]. Участки наибольшего загрязнения выявлены непосредственно у промстоков ФЭИ. Площадь загрязнения превышала 1000 м² при мощности дозы гамма-излучения до 1200 мкР/ч. Содержание ^{134}Cs в донных отложениях составляло до $7,8 \cdot 10^{-8}$ Ки/кг. По мере удаления от источника концентрация радионуклидов убывала. В 1989 г. были проведены работы по удалению радиоактивного ила.

Нерадиоактивные загрязняющие вещества поступают в сточные воды промышленной канализации от системы химической водоподготовки котельной. Анализ многолетних данных показал превышение в сточных водах предельно допустимого сброса (ПДС) взвешенных веществ, хлоридов, сульфатов, аммонийного азота, нитратов и нитритов, хрома, железа, меди, цинка и СПАВ [4]. Суммарная активность сточных вод определяется в основном продуктами распада естественных радионуклидов ряда урана и тория. Концентрация искусственных радионуклидов ^{137}Cs и ^{90}Sr не превышает 10 Бк/м³ [4]. Технические воды, используемые для охлаждения элементов оборудования стандов и установок, удаляются в промканализацию с осуществлением непрерывного контроля со стороны служб радиационного контроля (РК) на содержание радионуклидов и других загрязнений.

Точно оценить соотношение загрязняющих веществ, поступающих в Протву от разных источников, достаточно сложно. Одной из причин является весьма условная оценка степени очистки сточных вод, а также разнообразие путей поступления загрязняющих веществ в природную среду. Необходимо подчеркнуть, что городские очистные сооружения не производят целенаправленной специальной очистки стоков от металлов. Биологические методы очистки направлены в основном на разрушение органических веществ. Очистка же сточных вод от тяжелых металлов происходит, как правило, попутно за счет механического осаждения, сорбции и т.д. Эффективность очистки сточных вод от неорганических соединений даже при использовании специальных фильтров, коагуляции, отстаивания и фильтрования в стоках оставляет 40 – 50% этих веществ [4]. Таким образом, целью настоящей работы явилось биотестирование подземных и поверхностных вод в районе хранилища РАО и сброса сточных вод предприятия атомной энергетики.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Отбор проб для биотестирования проводился в соответствии с ландшафтно-геохимическими особенностями местности, изученными в ходе полевых маршрутных наблюдений, а также с учетом данных по содержанию техногенных радионуклидов в пробах почв, растений, вод, отобранных в контрольных точках (1; 2; 3) в районе хранилища РАО [3]. Обзорная карта с точками пробоотбора представлена на рис.1.

Содержание радионуклидов в пробах воды получено в отделе радиационной безопасности и охраны окружающей среды (РБ и ООС) ФЭИ. Карта-схема точек отбора проб воды Протвы в районах сброса промканализации ФЭИ (П1; П2; П3; П4 – частично через сброс сточных вод г.Обнинска) представлена на рис.2.

Для определения состояния экосистем в районе хранилища радиоактивных отходов осенью 2005 г. в трех точках зоны наблюдения были отобраны пробы верховодки. Отбор проб из Протвы в четырех точках в районах выпуска сточных вод ФЭИ и очистных сооружений Обнинска проводился летом 2005 г. в летней межени в середине июня.

Биологическая оценка воды в точках пробоотбора определялась методами биотестирования по выживаемости и поведенческим реакциям пресноводных гидробионтов нескольких систематических групп: водоросли *Chlorella vulgaris*; инфузории

Spirostomum ambiguum; ракообразные *Daphnia magna* Straus. Использовались гостированные методики и научно-исследовательские методы, которые имеют многолетнее применение в научно-практических работах, проводимых на кафедре биологии ИАТЭ.

Для определения потенциальной мутагенности среды в зоне наблюдения была использована классическая методика, основанная на изучении реакции клеток меристемы молодых растущих корешков лука (*Allium cepa*) [5].

Хлорелла (*Chlorella vulgaris*) – одноклеточная зеленая водоросль, используется для биотестирования широкого класса веществ (тяжелые металлы, хлор и фосфорорганические соединения, ПАВ, детергенты), сточных вод различных отраслей народного хозяйства, загрязненных природных вод и грунтов [6, 7]. В работе применен метод определения экологического состояния воды по изменению биомассы культуры клеток *C. vulgaris*, который включен в Международные стандарты ИСО 14000 (10260:1992) [8]. Перед внесением водорослей в исследуемые растворы проводили концентрирование культуры *Chlorella* до 10^5 – 10^6 клеток/мл. Разливали исследуемую воду по 100 мл в конические колбы объемом 250 мл. В контрольную колбу такого же объема наливали 100 мл среды Тамия. В каждую колбу добавляли по 10 мл концентрированной суспензии водорослей. Пробы ставили в освещенный лампами дневного света шкаф для культивирования на 24 ч; после времени инкубации проводили определение прироста биомассы *Chlorella* во всех пробах воды и в контроле. Эксперимент проводили в трех повторностях. Определение концентрации хлорофилла регистрировали по оптической плотности экстракта водорослей, полученной в области красного максимума поглощения (663–665 нм) на фотометре КФК-3. Расчет проводили по стандартной методике [7, 8]. По данным концентрации хлорофилла *a* рассчитывали ориентировочную величину биомассы фитопланктона. Проводили сравнительный анализ полученных результатов, учитывая прирост биомассы в контрольной пробе.

Метод оценки качества воды с использованием пресноводных рачков-дафний применяется у нас в стране и за рубежом как обязательный тест на токсичность сточных и природных вод и установления ПДК веществ-загрязнителей [9]. Метод включен в Международные стандарты ИСО 14000 (6341:1996) [8]. Биотестирование проводили в трехкратной повторности, в каждый стакан заливали по 100 мл исследуемой воды и помещали по 10 дафний. Контролем служили дафнии, помещенные по 10 шт. в 100 мл водопроводной воды (рН~7,7, общая жесткость 4 мг экв/л). Физико-химические показатели исследуемой воды представлены в работе [10]. По результатам кратковременных опытов, длительностью 96 ч, определяли среднее (медианное) время выживания 50% особей (ЛВ₅₀). Если в исследуемой пробе ЛВ₅₀ < 1 ч, то пробу характеризовали как гипертоксичную, при ЛВ₅₀ < 24 ч – высокотоксичную, при ЛВ₅₀ < 96 ч – среднетоксичную и при ЛВ₅₀ более 96 ч – не обладающей острым токсическим действием.

Во многих исследованиях, в том числе проводимых авторами, показана высокая чувствительность физиологических характеристик инфузорий на антропогенное воздействие [2, 11]. Инфузория спиростома (*Spirostomum ambiguum*) – одна из наиболее широко распространенных ресничных инфузорий. Передвигаются спиростомы с помощью ресничек, которые часто рассматриваются как хеморецепторы, обладающие высокой чувствительностью к изменениям внешней среды. Ресничная система позволяет инфузории менять направление движения в горизонтальном и вертикальном направлениях. В норме *Sp. ambiguum* совершает свободные передвижения в толще воды с характерным чередованием сжатия/вытягивания клетки [12]. *Sp. ambiguum* культивировали в водопроводной дехлорированной воде (рН~7,7, общая жесткость

4 мг экв/л) в биологических пробирках на 15 мл [8]. Количественную оценку спонтанной двигательной активности спиростомы (СДА) определяли по числу пересечений спиростомой визира окуляра микроскопа МБС-10 за 1 мин. Методика подсчета СДА подробно описана в [11, 13].

Токсичность воды можно быстро и точно определить, используя современные цитогенетические методы. Наиболее чувствительными к неблагоприятным воздействиям внешней среды являются молодые делящиеся клетки лука. Лук имеет 16 крупных кариотипически хорошо изученных хромосом, что является удобным для цитогенетического анализа [14, 15]. Для тестирования воды отбирали луковички –одинаковые по весу и размеру, на каждый вариант опыта брали по 10 луковиц *Allium cepa* сорта Штуттгартер Ризен. Обеспечивали равномерное прорастание и синхронизацию деления клеток предварительной выдержкой в дистиллированной воде в течение суток в холодильнике при $t = +5-8$ °С. После этого луковички проращивали в пробирках с анализируемыми пробами воды в течение 3 сут в термостате при $t = +24$ °С [15]. В качестве контроля использовали отстоянную водопроводную воду (рН ~7,2, общая жесткость 4 мг экв/л). Корешки, достигшие длины 1,5 см, фиксировали в «уксусном спирте» (3 части этилового спирта и 1 часть уксусной кислоты) в течение суток. Анализ клеток меристемы проводили на давленных препаратах, окрашенных ацетоорсеином по известной методике [16]. Цитотоксичность проб воды оценивали по изменению митотической активности клеток корневой меристемы. Генотоксичность проб воды оценивали по частоте aberrantных ана-телофаз, наблюдаемых в первом митозе клеток меристемы корней лука. Aberrantными считали клетки, в которых происходят видимые нарушения деления: хромосомные или хроматидные мосты, фрагменты, отставания хромосом, трехполусные митозы [17, 18].

Все результаты биотестирования обработаны статистически по критерию Стьюдента [19].

РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

На рис. 3 представлены результаты оценки изменения биомассы хлореллы в исследуемых пробах верховодки в районе хранилища РАО и сброса сточных вод ФЭИ.

В соответствии с принятой в биотестировании шкалой [1, 2] проба воды в точке 2 статистически достоверно соответствует среднему уровню токсичности. Пробы воды из точек 1 и 3 хранилища РАО статистически достоверно характеризуют высокую степень токсичности. Вода Протвы в районе сбросов ФЭИ имеет среднюю и высокую степень токсичности.

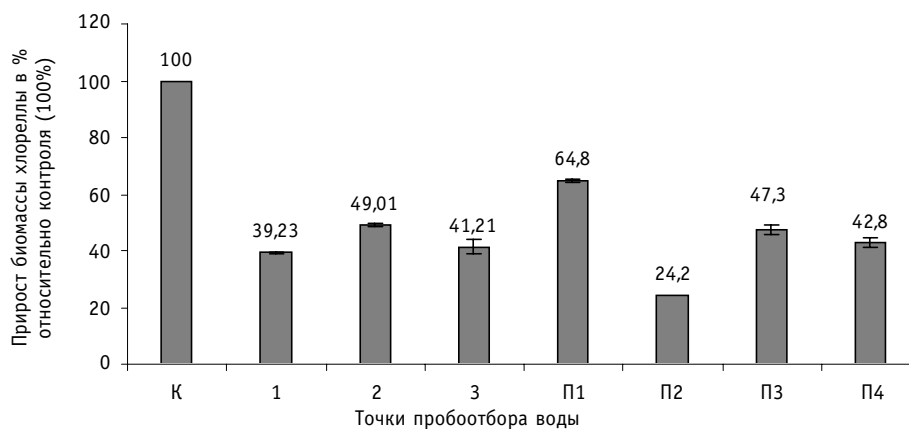


Рис. 3. Изменения биомассы хлореллы в исследуемых пробах верховодки и в районе сброса сточных вод ФЭИ в р. Протву

Таблица 1

Выживаемость дафний в исследуемых образцах воды

Проба воды	Выживаемость, %			Степень токсичности
	1 ч	24 ч	96 ч	
Контроль	100*	100	100	Не токсична
1	100	96,6	95,2	Не токсична
2	100	100	100	Не токсична
3	100	98,6	98,2	Не токсична
П1	100	100	95	Не токсична
П2	100	95	95	Не токсична
П3	95	95	85	Не токсична
П4	100	100	90	Не токсична

* В таблице приведены средние показатели выживаемости дафний в пробах воды Протвы. Ошибка эксперимента по каждой пробе не превышала 5–8%.

Результаты выживаемости *Daphnia magna Straus* в образцах исследуемой воды верховодки в районе расположения хранилища РАО и Протвы в районе сброса сточных вод ФЭИ в 2005 г. представлены в табл. 1.

Данные, полученные в кратковременных опытах на дафниях по их выживаемости, не показали острого токсического действия проб воды из исследуемых источников. Для более глубокого анализа качества воды необходимо проводить хронический опыт до 30 сут и более, т.к. известно, что многие поллютанты накапливаются в организме, и в результате даже малые дозы этих веществ вызывают патологические изменения. В наших многолетних исследованиях выявлены тест-реакции гидробионтов, которые оказались более чувствительными к загрязнению в сублетальных дозах. Они могут быть более пригодными для целей биотестирования природных сред [2]. Результаты биотестирования с использованием показателя спонтанной двигательной активности (СДА) инфузории спиростомы представлены на рис. 4.

Изменения СДА спиростомы в пробах воды из точек 2 и 3 характерны для среднего уровня токсичности. Двигательная активность инфузорий значительно замедле-

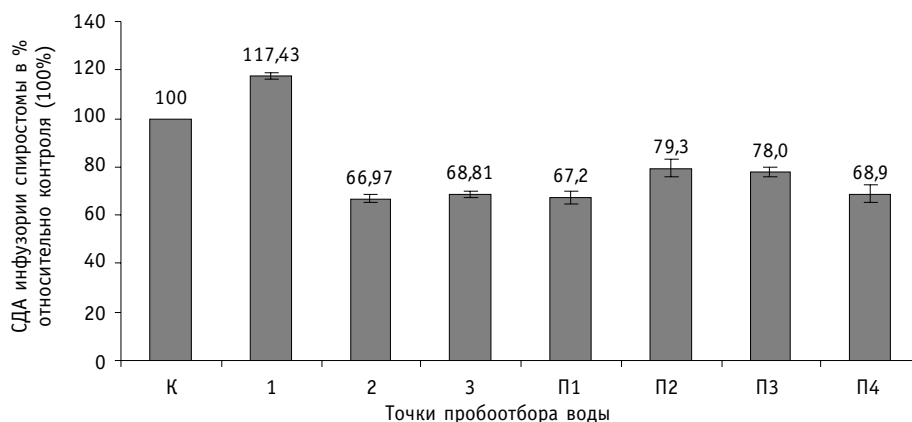


Рис. 4. Изменение СДА инфузории спиростомы в исследуемых пробах воды верховодки в районе расположения хранилища РАО

на, наблюдается закручивание спиростом в «запятую», интенсивное вращение их на месте, что характеризует некоторые функциональные изменения. Результаты анализа воды Протвы показали, что в точках пробоотбора, расположенных ниже плотины по течению реки, уровень спонтанной двигательной активности спиростом отличается от контроля более чем на 20%, что свидетельствует о начальных этапах снижения самоочищающей способности Протвы, поскольку спиростомы являются основными представителями планктона, профильтровывающего органические и минеральные вещества, в том числе антропогенного происхождения. По нашему мнению, низкая самоочищающая способность Протвы в силу неравномерного внутригодового распределения стока, значительного уменьшения расходов в меженные периоды и небольшой скорости течения [4] может привести, при довольно больших объемах сбрасываемых сточных вод, к значительному загрязнению ее акватории и нарушению экологии водоема.

Биотестирование водной среды по уровню цито- и генотоксичности с помощью Аллиум-теста показало, что вода из анализируемых проб неблагоприятно сказывается на активности деления меристематических клеток и вызывает aberrации хромосом. На рис. 5 представлены полученные результаты.

Видно, что в исследуемых пробах воды из верховодки наблюдается статистически достоверное снижение на 16–30% митотической активности корешков лука.

Помимо выраженного цитотоксического эффекта, результаты свидетельствуют и о генотоксичности анализируемых проб воды. Во всех указанных пробах процент наблюдаемых клеток с измененными ана- и телофазами выше аналогичного контрольного показателя. Однако достоверный уровень генетических изменений отмечен в делящихся клетках корешков лука, протестированных в воде из точки 1, находящейся в самой нижней части склона, прилегающего к территории хранилища РАО и на границе с территорией городских очистных сооружений. По результатам тестирования воды можно предположить возможность проявления токсического эффекта воды на живых организмов. Реакция меристематических клеток на антропогенное воздействие носит универсальный характер, т.е. молодые делящиеся клетки могут одинаковым образом реагировать на факторы химической, физической и радиационной природы [20, 21]. Установить четкую связь между проявлением цитотоксического эффекта с каким-либо одним из комплекса факторов в настоящей работе не представляется возможным.

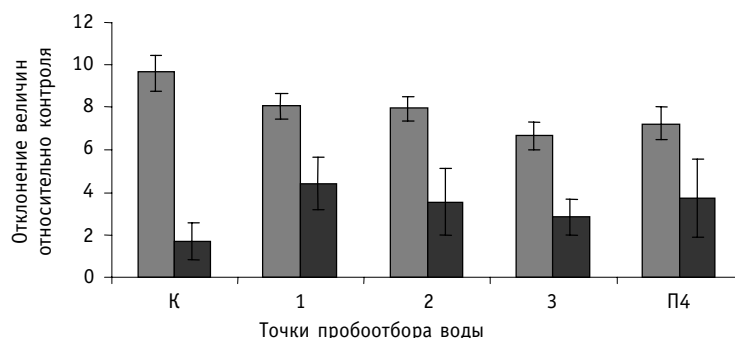


Рис. 5. Величина митотического индекса и процент хромосомных aberrаций в клетках корешков лука: ■ – митотический индекс, %; ■ – aberrации, %

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Живые организмы реагируют на воздействие факторов окружающей среды посредством сложной системы биохимических, физиологических и поведенческих механизмов, обеспечивающих гомеостаз. Чувствительность биотестов порой отражает начальные изменения, происходящие в биогеоценозах под воздействием того или иного фактора. Биотестирование позволило выявить возможные критические зоны негативного влияния хранилища радиоактивных отходов и сброса сточных вод ФЭИ на водные экосистемы в районе Обнинска.

Анализируя полученные данные, можно заключить, что организмы разных систематических групп, используемые нами в качестве тест-объектов, имеют сходную реакцию на содержание в исследуемой воде веществ антропогенного происхождения. Так, грунтовые воды, выходящие на поверхность в непосредственной близости от хранилища радиоактивных отходов, обладают явно выраженным негативным биологическим действием по отношению к живым организмам. Об этом свидетельствуют низкий прирост биомассы хлореллы, отклонение в этиологии инфузорий, проявление цитологического и генотоксического эффектов в делящихся клетках лука. Максимально неблагоприятна в этом отношении вода из точки 1 верховодки, расположенной в нижней заболоченной части склона. Физико-географические условия здесь способствуют накоплению радионуклидов, тяжелых металлов, органических веществ в грунтовых водах, чем, по-видимому, и обусловлены наблюдаемые негативные эффекты исследуемых проб воды на тест-объекты.

Представленные данные биотестирования показывают необходимость проведения регулярного биологического мониторинга водной среды из критических точек зоны наблюдения для оценки экологического благополучия региона.

Литература

1. Егорова Е.И., Белолипецкая В.И. Биотестирование и биоиндикация окружающей среды: Уч. пособие по курсу «Биотестирование». – Обнинск: ИАТЭ, 2000. – 80 с.
2. Егорова Е.И. Исследование природных вод и почв методами биотестирования: Уч. пособие по летней практике. – Обнинск: ИАТЭ, 2004. – 52 с.
3. Латынова Н.Е., Вайзер В.И., Козьмин Г.В. и др. Изучение геосистем в районе хранилища твердых радиоактивных отходов с целью обоснования радиоэкологического мониторинга/Сб. докл. III Международной научно-практической конференции «Экология речных бассейнов». – Владимир, 2005. – С. 243-249.
4. Силин И.И. Экология и экономика природных ресурсов бассейна р. Протвы (Калужская и Московская области). – Калуга: ВИЭМС, 2003. – 324 с.
5. Руководство по краткосрочным тестам для выявления мутагенных и канцерогенных химических веществ. – ВОЗ, Женева: Медицина, 1989.
6. Федоров В.Д. О методах изучения фитопланктона и его активности. – М.: МГУ, 1979. – С. 58–61.
7. Методы биотестирования вод/Под ред. А.Н. Крайнюкова. – Черногловка, 1988. – С. 18, 80-83, 89-90.
8. Пашков Е.В., Фомин Г.С., Красный Д.В. Международные стандарты ИСО 14 000. Основы экологического управления. – М.: ИПК Изд. Стандартов, 1997.
9. Мелехова О.П., Силина Е. К., Фокин В. С. Экспресс-метод биотестирования качества воды по метаболическому критерию. – М., 2000. – 29 с.
10. Васильева А.Н., Козьмин Г.В., Латынова Н.Е., Старков О.В., Вайзер В.И. Общие закономерности загрязнения геосистем в районе размещения регионального хранилища радиоактивных отходов// Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2007. – № 2. – (в печати).
11. Бахвалова Е.В., Егорова Е.И., Тушмалова Н.А. Поведение инфузории спиростомы как индикатор наличия тяжелых металлов в водной среде//Биология внутренних вод. – Борок, 2006. – № 3.

12. Тушмалова Н.А., Бурлакова Е.Б., Лебедева Н.Е. и др. Поведение донервных организмов – индикатор эффекта сверхмалых доз//Вестник МГУ. – 1998. – №4. – С. 24-26.
13. Тушмалова Н.А., Данильченко О.П., Бресткина М.Д. Метод биотестирования природных и сточных вод по уровню двигательной активности инфузории спиростомы: Методы биотестирования вод. – Черноголовка, 1988. – С. 44-47.
14. Grant W.F. Chromosome aberration assays in Allium. A report of the US Environmental Protection Agency Gene-Tox program // Mutation Research. – 1982. – V. 99. – P. 273-291.
15. Fiskesjo G. The Allium test as a standard in environmental monitoring // Hereditas. – 1985. – V. 102. – P. 99-112.
16. Паушева З.П. Практикум по цитологии растений. – М.: Агропромиздат, 1988. – 217 с.
17. Бочков Н.П., Демин Ю.С., Лучник Н.В. Классификация и методы учета хромосомных aberrаций в соматических клетках//Генетика. – 1972. – Т.8. – № 5. – С. 133-141.
18. Макаров В.Б., Сафронов В.В. Цитогенетические методы анализа хромосом. – М.: Наука, 1978.
19. Плохинский Н.А. Математические методы в биологии: Уч.-метод. пособие. – М.: МГУ, 1978. – С. 340.
20. Гродзинский Д.М. Радиобиология растений. – Киев: Наукова думка, 1989. – 378 с.
21. Дмитриева С.А., Парфенов В.И. Кариология флоры как основы цитогенетического мониторинга. На примере Березинского заповедника. – Минск: Навука і тэхніка, 1991. – 260 с.

Поступила в редакцию 14.07.2006

ОЦЕНКА РАДИАЦИОННОГО РИСКА ДЛЯ ЗДОРОВЬЯ НАСЕЛЕНИЯ ПРИ НАЛИЧИИ ТРИТИЯ В ПИТЬЕВОЙ ВОДЕ. ИДЕНТИФИКАЦИЯ ОПАСНОСТИ

О.А. Момот*, И.И. Силин, Б.И. Сынзыныс*, Г.В. Козьмин***

* *Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,*

г. Обнинск

** *ВНИИ экономики минерального сырья и недропользования (Калужский филиал),*

г. Калуга



Данная статья начинает серию работ по оценке риска, и рассматривает первый этап – *идентификацию опасности* – на примере описания источников техногенного трития. Рассматриваются инженерные и геологические причины загрязнения подземных вод тритием Обнинского региона. Представлены данные о содержании трития в подземных водах г. Обнинска и его окрестностей. Удельная активность данного радионуклида в питьевой воде на порядки ниже действующих санитарных норм.

ВВЕДЕНИЕ

В современном мире наличие большого количества радиационно опасных объектов и активная хозяйственная деятельность человека привели к возникновению ряда острых проблем для здоровья человека и окружающей среды. Особого внимания заслуживает проблема загрязнения окружающей среды тритием. Методология оценки риска направлена на выявление такого рода факторов и рассматривается в качестве главного механизма разработки и принятие оптимальных управленческих решений.

Процедура оценки и управления риском для здоровья людей, контактирующих с опасными веществами или физическими воздействиями, состоит из семи этапов [1]:

- 1) идентификация опасности;
- 2) оценка экспозиции;
- 3) установление зависимости «доза-эффект»;
- 4) анализ факторов, влияющих на точность и достоверность оценки риска (характеристика неопределенностей, возникающих на этапах оценки риска);
- 5) характеристика и собственно оценка риска;
- 6) управление риском: использование данных по оценке риска при принятии управленческих решений;
- 7) взаимодействие с общественностью: разъяснение конкретной информации о возможной опасности для человека того или иного химического соединения или радиации.

В предлагаемой серии статей данная методология будет использована при оценке (и разработке возможных подходов для управления) риска, связанного с появлением трития в подземных водах Обнинского региона в обозримом временном периоде времени.

Цель данной статьи – выявление закономерностей, связанных с реализацией первого этапа в оценке риска, – идентификации опасности. Это описание источников появления трития в подземных водах и исследование с помощью геоэкологических методов распространения и рассеяния этого изотопа в подземных водах.

Тритий (Т или ^3H) – сверхтяжелый радиоактивный изотоп водорода, период полураспада которого 12,26 лет. Этот изотоп при распаде испускает β -частицы, максимальная энергия которых 18,6 кэВ (средняя энергия β -частиц 5,8 кэВ). Существует тритий в составе тритиевой воды (HTO , T_2O), в виде газа (HT , T_2), а также в составе любых органических и неорганических соединений, содержащих водород, в том числе соединений, образующих биологические ткани, где он обычно замещает атомы обычного водорода.

Различают тритий естественного и искусственного происхождения. Естественный тритий в основном образуется в верхних слоях атмосферы и содержится в атмосферном воздухе в количестве 1 ат. на 10^{14} ат. трития, в воде – в количестве 1 ат. на 10^{18} ат. водорода, т.е. $8,65 \cdot 10^{-2}$ Бк/л. Общий запас естественного трития на земном шаре давно находится в равновесном состоянии и составляет $(8-25) \cdot 10^{17}$ Бк (1,5–2 кг) [2]. Около 99% общего количества природного трития включены в состав воды и участвуют в ее естественном круговороте. Его концентрация на поверхности океана составляет в среднем 0,11 Бк/л, причем в пресной воде она больше, чем в морской. До начала эпохи ядерных испытаний средняя концентрация трития в пресных водоемах составляла 0,2–0,9 Бк/л [3].

Искусственный «техногенный» тритий начал поступать в атмосферу Земли в основном в результате наземных термоядерных взрывов (1954–1962 гг.) Общая активность трития, произведенная ядерными взрывами, оценивается в $2,4 \cdot 10^{20}$ Бк. Вклад ядерных взрывов в вынос трития после 1964 г. составляет менее 5% от общего [4].

Другой источник техногенного трития – реакторы атомных электростанций. В этом случае тритий поступает в окружающую среду в виде газообразных выбросов и жидких отходов. Авария на Чернобыльской АЭС не сказалась на среднегодовом содержании трития в осадках и его выпадениях из атмосферы.

Вышеперечисленные источники естественного и техногенного трития сформировали на территории России и прилегающей к ней акватории фоновые уровни содержания этого радионуклида. Росгидромет длительное время осуществляет мониторинг радиоактивного загрязнения воды поверхностных водотоков и океанов, омывающих берега России. Так, по средним многолетним данным концентрация трития в водах морей колеблется в пределах 4 – 10 Бк/л, при определенной тенденции к спаду. Фоновые уровни загрязнения рек России тритием в 1997 г. составляют 2–7 Бк/л, при среднероссийском значении в пределах 4 Бк/л [5].

ИСТОЧНИКИ ТЕХНОГЕННОГО ТРИТИЯ ОБНИНСКОГО РЕГИОНА

В 1995 г. при опробовании источников подземных вод левого берега р. Протвы, на котором располагаются все обнинские предприятия, сотрудниками НПО «Тайфун» Росгидромета было установлено, что повышенное содержание трития наблюдается во всех выходах источников грунтовых вод на территории санитарной зоны обнинских водозаборов, в том числе и в расположенных выше по течению реки от города и АЭС [6]. Максимальные концентрации трития до 46,9 кБк/л приурочены к водам первой надпойменной террасы р. Протвы вблизи нового хранилища радиоактивных от-

ходов (РАО) ФЭИ [6]. Для сравнения, уровни вмешательства (УВ) согласно НРБ-99 [7] для неорганических соединений трития составляют 7700 Бк/л, и для органически связанного трития – 3300 Бк/л.

Помимо указанного хранилища ФЭИ, источником появления тритиевой воды в Обнинском регионе могут быть также отработанные тритиевые мишени, которые располагаются на территории хранилища РАО, реактор на быстрых нейтронах БН-10, другие выведенные из эксплуатации реакторы, хранилище РАО ВНИИФХИ, аномалии, сформированные на почвах в результате протечек магистралей и воздушных выбросов, сбросные воды и твердые осадки спецочистки, старые свалки, технологические аварийные сбросы [8].

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Мониторинг за распространением трития на территории промплощадки ГНЦ РФ-ФЭИ и окрестностях г. Обнинска осуществлялся путем анализа содержания трития в контрольных скважинах хранилища РАО, водах и снеге на территории ФЭИ и прилегающей территории, воды из четырех водозаборов г. Обнинска.

Вода из контрольных скважин отбиралась специальным пробоотборником. Водяные пары аккумулировались в течение 10 сут с помощью цеолита. Отбор снега с каждой выбранной точки проводили в полиэтиленовые пакеты со всей глубины снежного покрова. Снег растапливали при комнатной температуре и такую воду помещали в герметично закрытые сосуды. После фильтрации и перегонки подготовленные пробы отправляли на анализ.

Результаты измерения проб воды получены МИФИ и лабораторией внешнего контроля Смоленской АЭС с использованием прецезионного жидкосцинтилляционного бета-спектрометра «Quantulus 1220» и радиометра альфа-, бета-излучения Гардиан 1414-03 (Wallac Oy). Измеренные спектры анализировали с помощью программы обработки спектров Wallac Spectrum Analysis. Погрешность измерений не превышала 10%.

ИДЕНТИФИКАЦИЯ ОПАСНОСТИ ЗАГРЯЗНЕНИЯ ТРИТИЕМ ПИТЬЕВОЙ ВОДЫ ВОДОЗАБОРОВ Г. ОБНИНСКА

Сформировавшийся промышленный узел из радиационно опасных объектов оказывает заметное воздействие на природные ресурсы бассейна и в особенности на пресную гидросферу. Определить роль каждого источника в загрязнении подземных вод в силу скученности предприятий достаточно сложно. Кроме того, вдоль цепочки водозаборов в промышленном водоносном горизонте сформировалась пьезометрическая депрессия площадью более 200 км² с понижением уровня до 42 м и общим гидравлическим уклоном, направленным в сторону, противоположную естественному стоку (в сторону центра московского артезианского бассейна подземных вод). Образовавшаяся пьезометрическая депрессия существенно изменила гидродинамику и геохимию подземных вод, отрицательно повлиявших на качество добываемой воды. В конечном счете химический состав стал определяться пространственно-детерминированным сочетанием природных и техногенных факторов и процессов.

В этих условиях рассеяние радиоизотопов происходит в соответствии с их химическими свойствами и геохимическими особенностями окружающей среды. Наибольшей подвижностью в подземных водах обладает тритий, который может использоваться в качестве трассера миграционных процессов, т.к. практически не задерживается на геохимических барьерах. На рис. 1 представлена карта-схема обследованной территории с выделением ореолов трития с аномальной концентрацией.

Математическим отделом Физико-энергетического института при участии одного

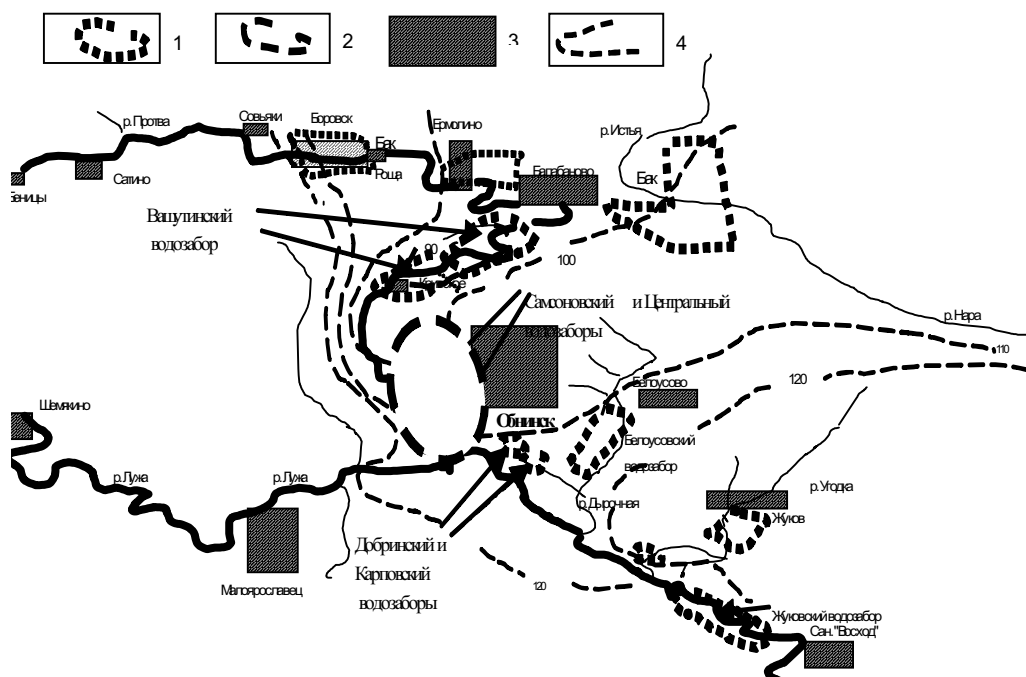


Рис. 1. Участок обследованной территории окско-тарусского водоносного горизонта: 1 – крупные групповые водозаборы; 2 – территория с аномальной концентрацией в воде трития; 3 – населенные пункты (г. Обнинск и его окрестности); 4 – гидроизопъезы уровня горизонта при эксплуатации

из авторов [8] произведены пробные расчеты миграции трития из хранилища РАО по математической модели изотермического нестационарного двухфазного потока постоянной плотности, разработанной А.И. Зининым, Г.А. Зининой, описанной в [9]. Согласно модели, разгрузка трития происходит через комплекс четвертичных отложений. При этом часть трития проходит под дном реки по подошве аллювиальных отложений и затем просачивается в окско-тарусский водоносный горизонт, где вовлекается в инверсионный поток, направленный в сторону Вашутинского водозабора – центра депрессионной воронки. Другая часть ореола разгружается в реку ниже по течению.

Расчетный баланс трития, поступающего из источника за весь период моделирования следующий: 75% трития распадается при движении в подземных водах; 25% трития разгружается в р. Протва, главным образом, через комплекс четвертичных отложений; небольшая его часть – 0,005% – достигает обнинских водозаборов.

Разгрузка трития в Центральный и Самсоновский водозаборы начинается приблизительно одновременно, через 20 лет после начала выщелачивания трития из пункта захоронения. Далее разгрузка растет и устанавливается на постоянном уровне к 70–80 годам модельного времени.

Повышенные концентрации трития в отдельных пробах воды отмечаются на всех обнинских водозаборах подземных вод, однако статистически достоверные границы аномалии трития установлены только на водозаборах Центральный и Самсоновский. Вероятной причиной появления аномалии может служить миграция трития из могильника через четвертичную песчаную толщу одновременно в двух водоносных горизонтах промплощадки: в протвинском (C_{1pr}) при сезонном наполнении и в окско-тарусском (C_{1ok-tr}), как это показано на рис. 2. Гидравлическая связь горизонтов осуществляется на участках литологических окон и, возможно, по затрубному пространству

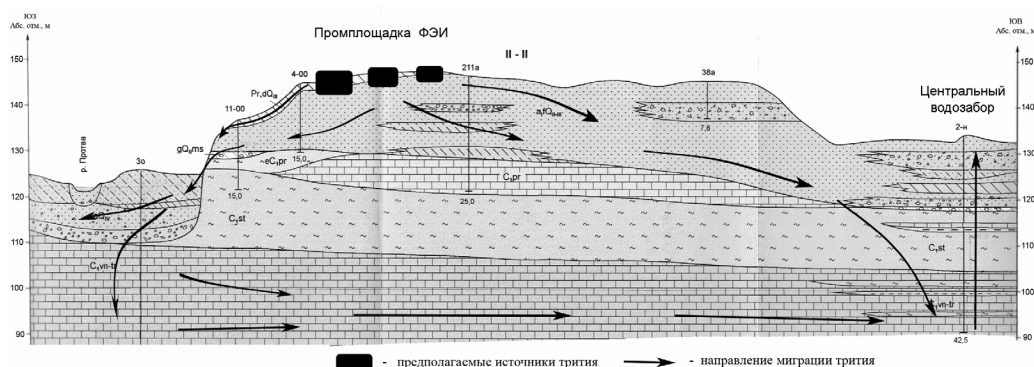


Рис. 2. Схема загрязнения подземных вод тритием на геолого-гидрологическом разрезе.

водозаборных скважин. В этом случае скорости миграции трития от источников к водозаборам возрастают на порядки. Неопределенность интерпретации данных связана с недостаточной изученностью гидродинамики и гидрогеохимии промплощадки.

АНАЛИЗ СОДЕРЖАНИЯ ТРИТИЯ В ПОДЗЕМНЫХ ВОДАХ г. ОБНИНСКА

Данные измерений концентрации трития в снеге, в воде девяти родников и в водоисточниках г. Обнинска и его окрестностей представлены в табл. 1.

Из данных табл. 1 видно, что максимальное значение объемной активности для грунтовых вод составило 37 000 Бк/л, что примерно в 5 раз выше уровня вмешательства. Среди водозаборов наибольшее значение объемной активности трития обнаружено в ближайшем к промплощадке ГНЦ РФ-ФЭИ Центральном водозаборе, которое составило около 300 Бк/л, что почти в 75 раз выше фоновых уровней по России, но ниже уровня вмешательства. В других водозаборах централизованного водоснабжения г. Обнинска удельные активности трития колеблются от 1 до 25 значений фонового уровня (4 Бк/л). В родниках, расположенных вблизи промплощадки, наблюдается превышение уровня вмешательства по тритию для питьевой воды. Объемная активность трития в снеге колеблется от фоновых значений на территории г. Обнинска до величин порядка 168 Бк/л. Это говорит о том, что поступление трития в пери-

Таблица 1

Результаты измерений ³H в пробах воды (март 2005 г.)

Место отбора пробы	Удельная активность ³ H, Бк/л
Родники, окрестности г. Обнинска	1 ÷ 24
Родники у промплощадки ГНЦ РФ – ФЭИ	6290 ÷ 37 000
Скважина №5, соор. 227П	6720
Снег (промплощадка ФЭИ)	9 ÷ 168
Снег (г. Обнинск, вне промплощадки)	<1 ÷ 4
Центральный водозабор, коллектор	291
Самсоновский водозабор, коллектор	102
Вашутинский водозабор	4
Водопроводная вода	2 ÷ 80
Уровень вмешательства	7700

од снеготаяния со снеговой водой разбавляет концентрацию трития в подземных водоносных горизонтах на водозаборах, а на территории ФЭИ повышает фон радиоактивного загрязнения тритием.

Для обеспечения города водой на расстоянии 5–0 км от промплощадки ГНЦ РФ-ФЭИ сооружен ряд водозаборов, которые эксплуатируют протвинский и окско-тарусский водоносные подземные горизонты. В последние годы в некоторых водозаборах зарегистрировано появление техногенного трития (табл. 2).

Таблица 2

Содержание трития в воде скважин городских водозаборов и в водопроводной воде (сводная по данным различных источников [10,11])

Источник	Удельная активность трития, Бк/л							
	УВ	1999	2000	2001	2002	2003	2004	2005
Центральный водозабор	7700	620	1330	2160	638		452	310
Самсоновский водозабор	7700	200	73		35		43	102
Вашутинский водозабор	7700	13	5		4			4
Добринский водозабор	7700	490	4			3	4	
Городская водопроводная вода	7700				74	70	65	67

Сравнение данных по содержанию трития показывает, что каких-либо существенных изменений в сторону улучшения в картине загрязнения тритием природных вод на территории г. Обнинска и его окрестностей за последние 7 лет не произошло. Результаты свидетельствуют, что в некоторых случаях отмечается стабилизация ситуации (городская водопроводная вода), а иногда и снижение объемной активности трития в контролируемых водных объектах (Вашутинский и Добринский водозаборы). Отметим тот факт, что представленные значения ниже установленных уровней вмешательства [7].

Также приведем данные о распределении трития в пределах аномалии (см. рис. 2) в подземных водах водозаборов, близко расположенных к промплощадке ГНЦ РФ-ФЭИ. Используя массив данных по опробованию водозаборных скважин, с вероятностью аппроксимации $R^2 = 0,80$ степенная зависимость рассеяния трития по мере удаления от территории научного центра имеет вид, показанный на рис. 3. В общем, миграция трития в подземных водах представляется в виде загрязненного потока, направленного вдоль цепочки водозаборных скважин от промплощадки ФЭИ к Вашутинскому водозабору.

Степень разбавления потока трития, поступающего со стороны промплощадки ФЭИ, рассмотрена на профилях, поперечных к долине реки. На водозаборе Центральный степень разбавления потока рассеяния трития по мере удаления от реки характеризуется линейной функцией (рис. 4):

$$C_T = 1,2L - 141,$$

где C_T – концентрация трития в воде, Бк/л; L – расстояние до реки, м.

Анализ распределения трития в водоносном горизонте позволяет количественно оценить ряд важных параметров фильтрационного потока: направление потока, скорость массопереноса, объемы смешивания подземных и речных вод и др. При сравнении параметров рассеяния в воде трития и других химических элементов, можно увереннее разделять техногенные и природные источники, а также уточнять геохимические особенности из миграции, а также оценивать риск для здоровья людей, использующих эту воду для питья.

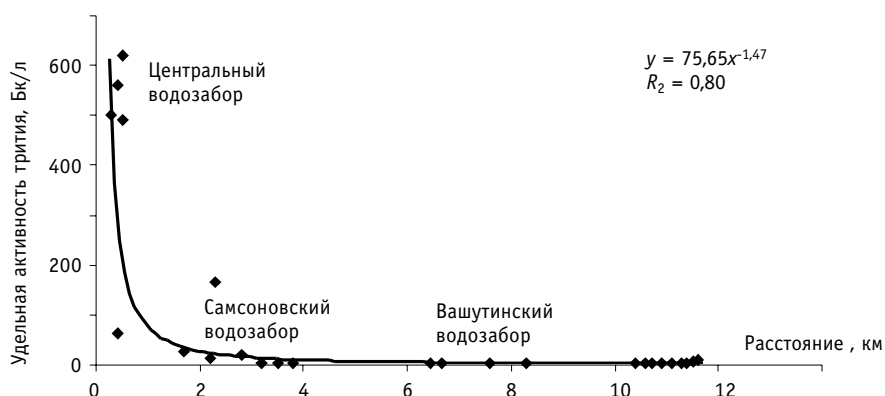


Рис. 3. Изменение удельной активности трития при удалении от промплощадки ФЭИ

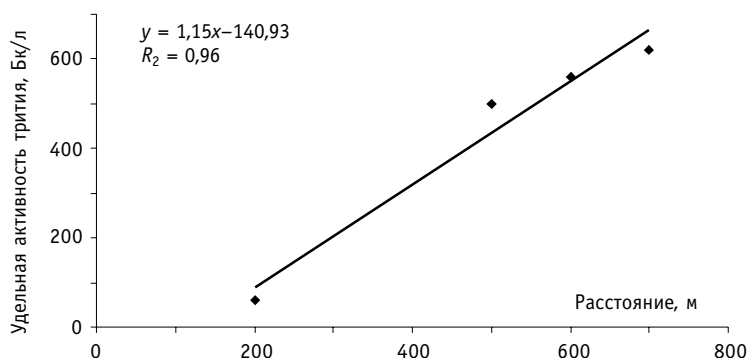


Рис. 4. Зависимость содержания трития в подземных водах от расстояния до русла р. Протвы

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе работы была получена целостная картина загрязнения природных вод тритием на территории г. Обнинска и его окрестностей. Приведенные данные об удельном содержании трития в водозаборах, родниках, водопроводной воде, свидетельствуют о том, что интенсивность поступления трития в природные воды с промплощадки ГНЦ РФ-ФЭИ за последние годы не снизилась. Грунтовые воды, поступающие с промплощадки ФЭИ в районе нового хранилища РАО, содержат тритий с удельной активностью, превышающей уровень вмешательства в пять раз. На пути транзита к водозаборам грунтовые воды сильно разбавляются и достигают водозаборных скважин с удельной активностью на порядок ниже уровня вмешательства. При смешивании с водой удаленных от города водозаборов, происходит дополнительное понижение (еще на порядок) содержания трития в питьевой воде, подаваемой населению города (до 67 Бк/л). В общем, хотелось бы отметить, что питьевая вода, поступающая из городских водозаборов, содержит тритий в количествах на 2 порядка ниже уровня вмешательства. За пределами установленной техногенной аномалии концентрация трития в водах водозаборов находится на уровне фона.

Литература

1. Сынзыныс Б.И., Тянтова Е.Н., Момот О.А., Козьмин Г.В. Техногенный риск и методология его оценки: Учебное пособие. – Обнинск: ИАТЭ, 2005. – 76 с.
2. Егоров Ю.А. Оценка радиационной опасности трития, нарабатываемого на АЭС // Экология и промышленность России. – 2003. – № 2. – С. 27–30.

3. *Ларин В.И.* Тритиевая проблема на комбинате «Маяк» // Энергия. – 2002. – № 6. – С. 44-49.
4. *Научный комитет Организации Объединенных Наций по действию атомной радиации.* Источники и действие ионизирующей радиации/Доклад за 1977 г. Генеральной Ассамблее с приложениями. – Нью-Йорк, 1978. – 382 с.
5. Радиационная обстановка на территории России и сопредельных государств в 1997г. Ежегодник / *Под ред. К.П. Махонько.* – С-Пб.: Гидрометеиздат, 1998.
6. Радиационная обстановка на территории России и сопредельных государств в 1995 г. Ежегодник / *Под ред. К.П. Махонько.* – Обнинск: НПО «Тайфун», 1996.
7. *Нормы радиационной безопасности НРБ-99: Гигиенические нормативы.* – М.: Центр санитарно-эпидемиологического нормирования, гигиенической сертификации и экспертизы Минздрава России, 1999. – 116 с.
8. *Силин И.И.* Пресные воды севера Калужской области. – Калуга: ВИЭМС, 2005. – С. 228-233.
9. *Дрожко Е.Г., Самсонов Б.Г., Самсонова Л.М., Василькова Н.А., Зинин А.И., Зинина Г.А.* Математическая модель распространения загрязнения в системе объектного мониторинга подземных вод // Вопросы радиационной безопасности. – 1997. – №2. – С. 31-41.
10. *Старков О.В., Вайзер В.И., Богданович Н.Г.* и др. Экологические проблемы урбанизированных территорий в районах размещения предприятий атомной промышленности на примере Обнинского региона // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2003. – № 2. – С. 67-72.
11. Радиационная обстановка на территории России и сопредельных государств в 2003 г. Ежегодник / *Под ред. С.М. Вакуловского.* – С-Пб.: Росгидромет, 2003. – С. 112-121.

Поступила в редакцию 19.10.2006

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МОДЕЛИ КРИЗИСА КИПЕНИЯ ДЛЯ СБОРОК С КВАДРАТНЫМ РАСПОЛОЖЕНИЕМ СТЕРЖНЕЙ

А.А. Ивашкевич

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



Предложенная ранее модель кризиса кипения использована для обобщения опытных данных, полученных при вынужденном течении воды в пучках с квадратным расположением стержней. Для обобщения использовался массив из 954 опытов, полученных при давлениях 4,1–16,6 МПа. Результаты обработки опытных данных показали, что модель может быть использована для обобщения опытных данных.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время для теплогидравлических расчетов активных зон ядерных энергетических реакторов используются коды RELAP, КОРСАР и др. [1]. В этих кодах расчет кризиса кипения выполняется в два этапа: сначала рассчитывается величина критического теплового потока ($q_{кр}$) при равномерном тепловыделении, которая затем пересчитывается для условий неравномерного тепловыделения по длине, используя так называемый фактор формы. Рекомендации для его расчета предложены в ряде работ, например, в справочнике [2].

Рекомендации по расчету $q_{кр}$ в пучках равномерно обогреваемых стержней, расположенных по квадратной упаковке, приведены в [3–8]. В работе [3] рассмотрены результаты исследований [4, 5]; в работе [4] для расчета $q_{кр}$ предложено эмпирическое соотношение; в [3, 5, 6] предложены методы пересчета значений $q_{кр}$, взятых из скелетных таблиц для труб диаметром 8 мм, на пучки стержней; в [7, 8] предложены скелетные таблицы для пучков с квадратным расположением стержней. Поиски соотношений, обобщающих опытные данные по кризису кипения, продолжаются в [9]; в [10] была предложена упрощенная модель кризиса кипения. Однако эта модель не учитывает теплогидравлическую неравноценность сборок стержней, турбулизирующее влияние дистанционирующих решеток, относительную длину обогрева (l_0/d_r) и относительный шаг стержней. По оценке авторов [8] влияние каждого из этих параметров составляет 0,82–1; 1–1,34; 1–1,4; и 0,88–1,36 соответственно для использованного массива опытных данных [13]. Цель настоящей работы – проверить идею, заложенную в упомянутой упрощенной модели [10], на опытных данных, полученных на сборках с квадратным расположением стержней, в части зависимости от режимных параметров (давления, массовой скорости, относительной балансной энтальпии). Естественно, что учет влияния указанных выше геометрических параметров позволил бы снизить погрешность описания критического теплового потока в рамках данной модели.

© А.А. Ивашкевич, 2007

ВИД ЗАВИСИМОСТИ ДЛЯ КРИТИЧЕСКОГО ТЕПЛОВОГО ПОТОКА

В работе [10] была предложена упрощенная модель кризиса кипения при вынужденном течении воды в каналах. Для критического теплового потока получено приближенное выражение

$$\frac{q_{кр}}{\rho w r} = \frac{B_2 - x_{кр} + \left[(B_2 - x_{кр})(B_2 - x_{кр}) + 4B_1 B_3 (1 - x_{кр}) \right]^{0.5}}{2B_1}, \quad (1)$$

где $B_1 = 8/\xi$, $B_2 = 1/(a_1 + B_4)$, $B_3 = [\xi(1 - B_2)v^{1.33}]/16$, $B_4 = (a_2 We)/(Re^{0.75} v^{0.333})$, $Re = (\rho w d_T)/\mu'$, $We = [d_T v'(\rho w)^2]/\sigma$, $d_T = (4F)/\Pi_0$, $v = v'/v''$, $x_{кр}$ – относительная балансная энтальпия (паросодержание) в сечении кризиса (на выходе из пучка), ρw – массовая скорость, Π_0 – обогреваемый периметр пучка, F – площадь проходного сечения пучка для воды, x – коэффициент гидравлического сопротивления, r – теплота парообразования, v' и v'' – удельный объем жидкости и пара, μ' – вязкость жидкости, σ – поверхностное натяжение, a_1, a_2 – коэффициенты (теоретически $a_1 = 1$).

В модели [10] при получении формулы (1) был сделан ряд допущений и упрощений, поэтому формула (1) является приближенной и к ней следует относиться как к рабочей гипотезе.

ФОРМУЛА ДЛЯ КРИТИЧЕСКОГО ТЕПЛОВОГО ПОТОКА

В уравнение (1) входит коэффициент гидравлического сопротивления x при течении кипящего потока. Рекомендации для его расчета при течении кипящей воды в пучках с квадратным расположением стержней нам не известны. Поэтому используем следующий прием – применим формулу для гидравлического сопротивления при кипении воды в кольцевом канале и введем поправки на геометрию канала, предложенные для однофазного потока. Для расчета коэффициента гидравлического сопротивления при кипении воды используем формулу типа

$$\xi_k = a_0 Re^{-0.386} + a_{00}, \quad (2)$$

где ξ_k – коэффициент гидравлического сопротивления кольцевого канала. Согласно работе [11], для кипения воды в кольцевых каналах эмпирические значения коэффициентов равны $a_0 = 2,78$ и $a_{00} = 0$.

Для учета геометрии канала подойдут рекомендации, предложенные в справочнике [2] для однофазного потока

$$\xi = \kappa \xi_T, \quad (3)$$

где κ – коэффициент, учитывающий геометрию канала, ξ_T – коэффициент гидравлического сопротивления для круглой трубы. Для труб $\kappa = 1$, для кольцевых каналов $\kappa = 1,08$, для пучков стержней, расположенных по квадратной упаковке,

$$\kappa = 0,59 + 0,19(s_0 - 1) + 0,52\{1 - \exp[-10(s_0 - 1)]\}, \quad (4)$$

где $s_0 = s/d_c$, s – шаг стержней, d_c – диаметр стержней. О правомерности использования формул (3) и (4) можно будет судить по результатам обработки опытных данных.

Заменим в комплексах B_1 и B_3 , входящих в формулу (1), величину x по формулам (2)–(4). Получаем приближенное выражение для критического теплового потока

$$\frac{q_{кр}}{\rho w r} = \frac{B_2 - x_{кр} + \left[(B_2 - x_{кр})(B_2 - x_{кр}) + 4B_1 B_3 (1 - x_{кр}) \right]^{0.5}}{2B_1}, \quad (5)$$

где $B_1 = 8/[k(a_3/Re^{0.386} + a_5)]$, $B_2 = 1/(a_1 + B_4)$ (если $B_2 > 1$, то $B_2 = 1$), $B_3 = [kv^{1.33}(1 - B_2)(a_4/Re^{0.386} + a_6)]/16$, $B_4 = (a_2 We)/(Re^{0.75} v^{0.333})$, $a_1 = 1$, $a_3 = a_0/1,08 = 2,57$, $a_5 \approx 0$, теоретически $a_1 = 1$, $a_4 = a_3$ и $a_6 = a_5$.

Особенностью проведения опытов по нахождению критических тепловых потоков при вынужденном течении воды в пучках стержней (так же, как и в трубах) является то, что обычно (при $x_{кр} > 0$ всегда) величина $x_{кр}$ не измеряется, а рассчитывается через относительную энтальпию на входе в пучок $x_{вх}$ по уравнению баланса тепла ($x_{вх}$ – относительная энтальпия на входе в пучок стержней). Вследствие этого погрешность $x_{кр}$ больше погрешности $x_{вх}$. Исходя из этого, опытные данные по кризису кипения целесообразно обобщать, используя в качестве одного из параметров $x_{вх}$, а не $x_{кр}$ [12]. Заменяв в формуле (5) $x_{кр}$ на $x_{вх}$ по уравнению баланса тепла, получаем

$$\frac{q_{кр}}{\rho w r} = \frac{B_7 - x_{вх} + [(B_7 - x_{вх})(B_7 - x_{вх}) + 4B_3B_6(1 - x_{вх})]^{0,5}}{2B_6}, \quad (6)$$

где $B_5 = (P_0 l_0)/F$, $B_6 = B_1 + B_5$, $B_7 = B_2 - B_3B_5$.

ПРОВЕРКА ФОРМУЛЫ (6)

Формула (6) позволит обобщить опытные данные с меньшей погрешностью по сравнению с формулой (5). Для проверки и оптимизации формулы (6) использовался массив опытных данных по кризису кипения в равномерно обогреваемых пучках стержней, расположенных по квадратной упаковке, из банка данных [13]. Банк содержит данные 965 опытов. Использовались данные 954 опытов, для которых $x_{вх} < 0$. Данные 11 опытов не использовались, т.к. они получены при $x_{вх} > 0$. Основные параметры массива данных приведены в табл. 1, из которой видно, что опыты проведены в широких диапазонах изменения давления, массовой скорости, относительной энтальпии (паросодержания) и размеров пучков стержней.

В формулу (6) входят шесть эмпирических коэффициентов, поэтому может возникнуть сомнение в том, что при большом числе коэффициентов можно любой формулой описать опытные данные. Чтобы развеять это сомнение была проведена проверка формулы (6) в частных случаях, когда число коэффициентов можно сократить.

Первый случай. Проверка проводилась при одном оптимизируемом коэффициенте a_2 , остальные коэффициенты были взяты постоянными: $a_1 = 1$, $a_3 = a_0/1,08=2,57$; $a_4 = a_3$, $a_5 = a_{00} = 0$ и $a_6 = a_5$. Результаты обработки опытных данных приведены в табл. 1, из которой видно, что формула (6) при $a_2=1,21$ согласуется с опытными данными с погрешностями $\delta_{ар} = -0,0161$ и $s_{ск} = 0,0854$ (где $\delta_{ар}$ – среднеарифметическая погрешность, $s_{ск}$ – среднеквадратичная погрешность). Относительная погрешность находится в пределах $-0,280 \div 0,260$ (где $\delta = (q_{крр}/q_{кро}) - 1$, $q_{крр}$ и $q_{кро}$ – расчетное и опытное значения $q_{кр}$).

Второй случай. Проверка проводилась при трех оптимизируемых коэффициентах a_2 , a_3 и a_4 , остальные коэффициенты были приняты равными: $a_1 = 1$, $a_5 = a_{00}$ и $a_6 = a_5$. Результаты обработки опытных данных также приведены в табл. 1, из которой видно, что формула (6) согласуется с опытными данными с погрешностями $\delta_{ар} = -0,0055$ и $s_{ск} = 0,0682$. Относительная погрешность δ находится в пределах $-0,188 \div 0,210$.

То, что формула (6) с тремя и даже с одним эмпирическим коэффициентом описывает влияние на $q_{кр}$ пяти параметров (массовой скорости, относительной энтальпии, диаметра и шага стержней и давления) можно рассматривать как подтверждение обоснованности допущений, принятых при получении формулы (6).

ОПТИМИЗАЦИЯ ФОРМУЛЫ (6)

С целью уменьшения погрешности формулы (6) была проведена ее оптимизация при шести коэффициентах $a_1 - a_6$. Результаты обработки опытных данных также приведены в табл. 1, из которой видно, что формула (6) с шестью оптимизированными

Таблица 1

Диапазоны параметров, число опытов и погрешности, с которыми формула (6) обобщает опытные данные

Параметры	$x_{вх} < -0,01$		
Число опытов N	954		
Давление p , МПа	$4,1 \div 15,6$		
Массовая скорость ρw , кг/(м ² ·с)	$112 \div 4810$		
Относительная энтальпия на входе $x_{вх}$	$-0,888 \div -0,012$		
Относительная энтальпия на выходе $x_{вп}$	$-0,175 \div 0,955$		
Диаметр стержней d_c , мм	$10,2 \div 15,0$		
Тепловой диаметр d_T , мм	$12,2 \div 48,2$		
Относительный шаг стержней s_0	$1,15 \div 1,88$		
Длина стержней l_0 , мм	$760 \div 7000$		
Относительная длина стержней L_0	$35,2 \div 503$		
Число стержней l_c	$4 \div 20$		
Критический тепловой поток $q_{кр}$, МВт/м ²	$0,213 \div 3,45$		
Число коэффициентов	1	3	6
Коэффициент a_1	1*	1*	0,815
Коэффициент a_2	1,21	1,76	1,95
Коэффициент a_3	2,57*	3,57	2,16
Коэффициент a_4	2,57*	1,84	1,20
Коэффициент a_5	0*	0*	0,00833
Коэффициент a_6	0*	0*	0,00859
Относительная погрешность δ	$-0,280 \div 0,260$	$-0,188 \div 0,210$	$-0,197 \div 0,210$
Среднеарифметическая погрешность $\delta_{ар}$	-0,0161	-0,0055	-0,0025
Среднеквадратичная погрешность $\sigma_{ск}$	0,0854	0,0682	0,0595

Примечание: * – значение коэффициента принято постоянным.

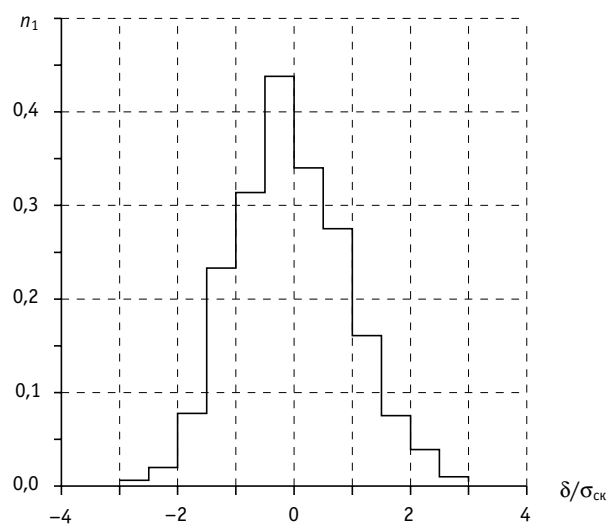


Рис. 1. Гистограмма распределения погрешностей

коэффициентами обобщает 954 опытных значения $q_{кр}$ в широких диапазонах изменения параметров с погрешностями $\delta_{ар} = -0,0025$ и $\sigma_{ск} = 0,0595$. Относительная погрешность δ находится в пределах $-0,197 \div 0,210$. Гистограмма погрешностей приведена на рис. 1. В интервале $\delta/\sigma_{ск} = \pm 3$ находится 99,6% опытных данных.

УМЕНЬШЕНИЕ ПОГРЕШНОСТИ ФОРМУЛЫ (6)

С целью уменьшения погрешности формулы (6) весь диапазон изменения давления был разделен на три поддиапазона 4–8, 8–12 и 12–16 МПа. Для каждого поддиапазона была проведена оптимизация коэффициентов, входящих в формулу (6). Результаты приведены в табл. 2, из которой видно, что погрешность формулы (6) несколько уменьшилась и находится в пределах $\sigma_{ск} = 0,0502 \div 0,0525$.

Таблица 2

Диапазоны параметров, числа опытов, значения коэффициентов и погрешности, с которыми формула (6) обобщает опытные данные по $q_{кр}$ в различных поддиапазонах давлений

Давление p , МПа	4,1 ÷ 7,9	8,0 ÷ 11,9	12,2 ÷ 15,6
Число опытов N	407	169	378
Массовая скорость w , кг/(м ² ·с)	112 ÷ 4100	344 ÷ 2550	209 ÷ 4810
Относительная энтальпия на входе $x_{вх}$	-0,539 ÷ -0,012	-0,369 ÷ -0,012	-0,888 ÷ -0,050
Относительная энтальпия на выходе $x_{кр}$	0,012 ÷ 0,955	-0,018 ÷ 0,610	-0,175 ÷ 0,692
Диаметр стержней d_c , мм	10,2 ÷ 15,0	10,2 ÷ 14,3	10,2 ÷ 13,5
Тепловой диаметр d_t , мм	13,4 ÷ 48,2	12,2 ÷ 48,2	12,2 ÷ 22,1
Относительный шаг стержней s_0	1,15 ÷ 1,88	1,15 ÷ 1,88	1,15 ÷ 1,33
Длина стержней l_0 , мм	760 ÷ 7000	1180 ÷ 7000	1180 ÷ 7000
Относительная длина стержней L_0	35,2 ÷ 503	35,2 ÷ 503	53,4 ÷ 503
Число стержней n_c	4 ÷ 16	4 ÷ 20	4 ÷ 20
Критический тепловой поток $q_{кр}$, МВт/м ²	0,213 ÷ 3,45	0,390 ÷ 2,79	0,307 ÷ 2,79
Коэффициент a_1	0,860	0,848	0,815
Коэффициент a_2	1,72	2,35	2,51
Коэффициент a_3	2,08	2,74	2,39
Коэффициент a_4	1,22	1,00	1,39
Коэффициент a_5	0,00786	0,0102	0,00763
Коэффициент a_6	0,00884	0,00632	0,0111
Относительная погрешность δ	-0,230 ÷ 0,200	-0,128 ÷ 0,152	-0,150 ÷ 0,167
Среднеарифметическая погрешность $\delta_{ар}$	-0,0027	0,0011	-0,0036
Среднеквадратичная погрешность $\sigma_{ск}$	0,0524	0,0523	0,0510

СРАВНЕНИЕ ПОГРЕШНОСТЕЙ ФОРМУЛЫ (6) С ПОГРЕШНОСТЯМИ ДРУГИХ МЕТОДОВ

В работах [3, 5–7] были предложены методы пересчета значений $q_{кр}$ из скелетной таблицы для круглых труб диаметром 8 мм на пучки стержней. Проведенная в работе [3] проверка показала, что предложенные в [3, 5] методы обобщают 7652 значения $q_{кр}$, полученные в равномерно обогреваемых пучках стержней с квадратной упаковкой, со среднеквадратичными погрешностями 0,105 и 0,132 соответственно. В работе [8] была проведена проверка, которая показала, что предложенные в

работах [3, 4, 8] методы обобщают 963 значения $q_{кр}$ из банка [13] со среднеквадратичными погрешностями 0,102, 0,10 и 0,07 соответственно. Таким образом, формула (6) по точности не уступает методам [3–8].

ОБСУЖДЕНИЕ

Недостатком формулы (6) является то, что она не учитывает влияние дистанционирующих решеток на $q_{кр}$. Отметим, что это влияние не учитывается в формуле, предложенной в работе [4] для пучков с квадратным расположением стержней, и в формулах, предложенных в работах [14–18] для пучков с треугольным расположением стержней. Однако в работах [3, 5, 6–8] предложено учитывать влияние дистанционирующих решеток. Естественно, что степень влияния дистанционирующей решетки на критический тепловой поток зависит от ее конструкции, режимных параметров и т.д.

Модель [10] применима для бесконечной решетки длинных стержней. Выше отмечалось, что эта модель не учитывает ряд факторов, влияющих на кризис кипения (теплогидравлическую неравноценность сборок стержней, длину стержней и т.д.). Тем не менее формула (6), вид которой был получен на основании модели, а значения коэффициентов (число которых равно 1–6) найдены из обработки опытных данных, обобщает опытные данные в широких пределах изменения параметров с удовлетворительной погрешностью (см. табл. 1). Это можно рассматривать как подтверждение правильности основных положений модели.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Предложенная в работе [10] модель кризиса может служить основой для обобщения опытных данных по критическим тепловым потокам при течении воды в пучках с расположением стержней по квадратной упаковке в части зависимости от режимных параметров.

2. На основании предложенной в работе [10] модели кризиса кипения получена приближенная формула (6) для критического теплового потока при вынужденном течении воды в равномерно обогреваемых пучках стержней, расположенных по квадратной упаковке.

3. Формула (6) обобщает 954 опытных значения $q_{кр}$ со среднеквадратичной погрешностью от 0,0595 до 0,0854 в зависимости от числа эмпирических коэффициентов (см. табл. 1).

4. Формула (6) с шестью эмпирическими коэффициентами и разбиением всего диапазона изменения давления на три поддиапазона описывает опытные данные со среднеквадратичной погрешностью от 0,0510 до 0,0524 (см. табл. 2).

Литература

1. Хабенский В.Б., Зейгарник Ю.А., Малкин С.Д. Расчетные формулы для кризиса теплоотдачи при кипении в пучках стержней для контурных теплогидравлических кодов// Теплоэнергетика. – 2003. – № 11. – С. 73–77.
2. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 360 с.
3. Min Lee. A critical heat flux approach for square rod bundles using the 1995 Groeneveld CHF table and bundle data of heat transfer research facility//Nuclear Engineering and Design. – 2000. – V. 197. – № 3. – P. 357–374.
4. Reddy D.C., Fighetti C.F. Parametric study of CHF data V.2 Generalised subchannel CHF correlation PWR and fuel assemblies/EPRI-NP-2609. – 1983.
5. Groeneveld D.C., Kirillov P.L. et al. A general prediction method for advanced water-cooled reactors (AWCR's)/Techdoc IAEA. Chapter 3. Sept. 3, 1997.

6. Бобков В.П., Смогалев И.П. Табличный метод описания критических тепловых потоков в сборках твэлов в квадратной упаковке//Атомная энергия. – 2003. – Т. 94. – Вып. 5. – С. 407-410.
7. Бобков В.П. Таблица для критических тепловых потоков в сборках тепловыделяющих стержней в квадратной упаковке//Теплоэнергетика. – 2003. – № 11. – С. 68-72.
8. Бобков В.П., Ефанов А.Д., Смогалев И.П., Пометько Р.С. Таблица для критических тепловых потоков в сборках твэлов в квадратной упаковке//Атомная энергия. – 2005. – Т. 99. – Вып. 1. – С. 33-42.
9. Сергеев В.В. Обобщение данных по кризису кипения при подъемном движении воды в каналах//Теплоэнергетика. – 2000. – № 3. – С. 67-69.
10. Ивашкевич А.А. Приближенная модель кризиса кипения воды в длинных равномерно обогреваемых трубах (нелинейное приближение)/Препринт ФЭИ-2352: Обнинск, 1994. – 18 с.
11. Торгерсон Е.Дж., Нэбел Д.Х., Джиббонс Дж.Х. Модель кризиса теплоотдачи при кипении с подогревом в условиях вынужденной конвекции//Теплопередача. – 1974. – Т. 96. – № 1. – С. 82-86.
12. Ивашкевич А.А. Выбор параметров для обобщения опытных данных по критической плотности теплового потока при течении воды в трубах//Теплоэнергетика. – 2000. – № 5. – С. 43-45.
13. Бобков В.П., Блохин А.И., Ивашкевич А.А. и др. Центр теплофизических данных для ядерных энергетических установок//Атомная энергия. – 1982. – Т. 53. – Вып. 3. – С. 183-184.
14. Смолин В.Н., Поляков В.К. Критический тепловой поток при продольном обтекании пучка стержней//Теплоэнергетика. – 1967. – № 4. – С. 54-58.
15. Осмачкин В.С., Лысцова Н.Н. Сравнение опытных данных по условиям кризиса теплообмена в моделях топливных сборок реакторов ВВЭР с результатами расчета по методике ИАЭ/Препринт ИАЭ-2558. – 1975.
16. Безруков Ю.А., Астахов В.И., Брантов В.Г. и др. Экспериментальное исследование и аналитический анализ данных по кризису теплообмена в пучках стержней для реакторов ВВЭР//Теплоэнергетика. – 1976. – № 2. – С. 80-82.
17. Вампола Й., Коштеляк Я. Кризис теплообмена при вынужденном течении воды в вертикальных каналах с равномерным тепловыделением по высоте/Сб. докладов семинара СЭВ «Теплофизика – 82». – Т. 4. – Карловы Вары, 1982. – С. 11-16.
18. Перница Р., Чижек И. Соотношение для кризиса теплоотдачи в пучках стержней/ Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР. «Теплофизика – 90». – Т. 2. – Обнинск, 1991. – С. 244-249.

Поступила в редакцию 1.09.2006

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ОСНОВНЫХ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПАРОВОДЯНЫХ ПОТОКОВ ПРИ ВЫСОКОМ ДАВЛЕНИИ

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

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



Представлены результаты экспериментального исследования основных гидродинамических параметров пароводяных потоков высокого давления. В проведенных экспериментах выполнены измерения толщин пленки жидкости на стенке вертикальной трубы, касательных напряжений на ней, получены распределения массовых и линейных скоростей фаз по сечению и истинного объемного паросодержания. Результаты исследований применимы к развитым дисперсно-кольцевым пароводяным потокам при давлениях до 14 МПа.

ВВЕДЕНИЕ

Методология выполнения измерений характеристик пароводяных потоков высокого давления была рассмотрена в [1, 2], где был обоснован выбор методик и приведены соображения по реализации их в подобных исследованиях.

В данной работе представлены наиболее характерные данные, позволяющие получить представление о влиянии параметров течения пароводяного потока на фундаментальные его характеристики: толщины пленки жидкости и касательные напряжения на стенке, распределения массовых и линейных скоростей фаз, истинного объемного паросодержания по сечению парогенерирующего канала, а также гидравлическое сопротивление. Эти результаты могут иметь важные практические применения при расчете теплопередачи и гидродинамики двухфазных потоков.

ТОЛЩИНА ПЛЕНКИ ЖИДКОСТИ НА СТЕНКЕ

Геометрические характеристики пленки (высота гребней волн $\delta_{гр}$ (роликовые волны) и минимальная толщина $\delta_{мин}$ жидкого подслоя на стенке) исследовались методом электроконтактного зонда [2]. Измерения выполнены при давлениях 6.86, 9.81 и 13.7 МПа в трубе внутренним диаметром 17 мм при массовых скоростях потока 500, 750 и 1000 кг/(м²·с), как в адиабатных условиях, так и при тепловых потоках 0.23 и 0.46 МВт/м².

Типичные данные представлены на рис. 1, где показаны зависимости $\delta_{гр}$ (рис. 1а), средней толщины пленки $\delta_{ср}$ (рис. 1б), в соответствии с трактовкой ее авторами, изложенной в [2], и толщины сплошного жидкого подслоя $\delta_{мин}$ (рис. 1в) в зависимости от параметров пароводяного потока: давления P , массовой скорости ρW , плотности теплового потока q (в условиях обогрева рабочего участка) и массового расходного паросодержания (относительной энтальпии пароводяного потока) x .

© П.Л. Кириллов, Ю.Д. Левченко, Ю.Ю. Штейн, Р.В. Шумский, 2007

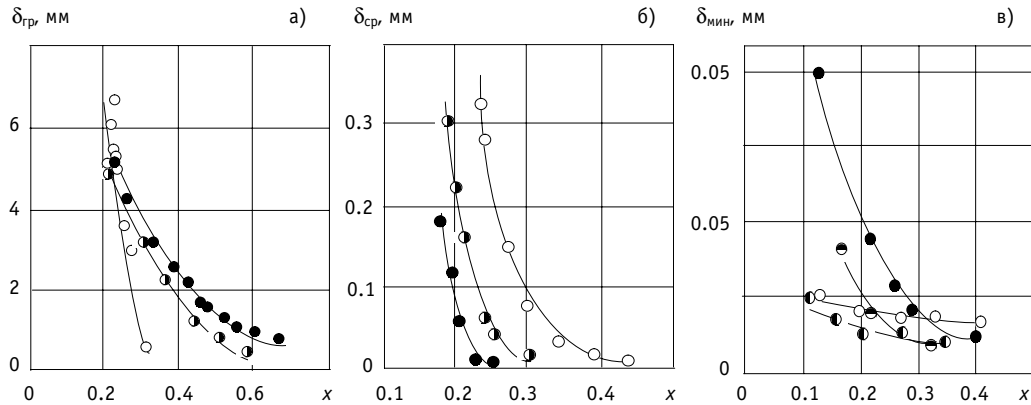


Рис. 1. Зависимость геометрических характеристик пленки от режимных параметров ($d = 17$ мм):
 а) $\rho W = 750$ кг/(м²·с), $q = 0$; ● – $P = 6.86$ МПа, ○ – $P = 9.81$ МПа, ○ – $P = 13.7$ МПа;
 б) $P = 13.7$ МПа, $q = 0$; ○ – $\rho W = 500$ кг/(м²·с), ○ – $\rho W = 750$ кг/(м²·с), ● – $\rho W = 1000$ кг/(м²·с);
 в) $\rho W = 1000$ кг/(м²·с);
 $P = 6.86$ МПа: ○ – $q = 0$, ● – $q = 0.46$ МВт/м²;
 $P = 9.81$ МПа: ○ – $q = 0$, ● – $q = 0.46$ МВт/м²

Полученные результаты позволяют сделать следующие выводы.

1. С ростом массового паросодержания потока, независимо от прочих параметров потока, характерные толщины пленки уменьшаются. Это связано с увеличением динамического воздействия ядра потока на пленку, со срывом жидкости с поверхности и уносом ее в ядро. Рост линейной скорости в пленке и уменьшение общего расхода жидкости в пароводяном потоке действуют в этом же направлении.

2. Толщины пленки уменьшаются с ростом массовой скорости потока при постоянных P и x . В зависимости от параметров течения высота гребней волн $\delta_{гр}$ может в 10–20 раз превышать $\delta_{ср}$.

3. С повышением давления (при постоянных ρW и q) толщины пленки $\delta_{гр}$ и $\delta_{ср}$ с ростом x падают более интенсивно в зависимости от x (рис. 1а, б). При росте давления динамическое воздействие на пленку со стороны ядра потока, приводящее к уносу жидкости из пленки в ядро потока и пропорциональное $(\rho''W''^2)$, несмотря на рост плотности паровой фазы, уменьшается за счет падения скорости потока. В то же время гораздо более значительное снижение коэффициента поверхностного натяжения σ , оказывающего стабилизирующее действие на пленку, уменьшает ее устойчивость при росте давления.

4. Результаты измерения $\delta_{мин}$ показали, что толщина непрерывного жидкого подслоя значительно меньше высоты гребней волн. С ростом тепловой нагрузки величина $\delta_{мин}$ растет (рис. 1в).

5. Измерения $\delta_{гр}$ позволяют получить информацию о начале дисперсно-кольцевого режима течения. С ростом паросодержания высота роликовых волн $\delta_{гр}$ становится меньше радиуса трубы, что соответствует размыканию перемычек между паровыми снарядами и переходу от снарядного к дисперсно-кольцевому режиму течения. Границы дисперсно-кольцевого режима, полученные по данным для $\delta_{гр}$, и результаты, представленные в [3, 4], согласуются. Основная масса жидкости, текущей в пленке, переносится крупномасштабными волнами на ее поверхности. Они определяют массообменные и гидродинамические процессы между пленкой и ядром двухфазного пароводяного потока, его структуру и гидравлическое сопротивление трения в канале.

КАСАТЕЛЬНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ НА СТЕНКЕ КАНАЛА

Методика, выбранная в настоящем исследовании, позволяет непосредственно измерить силу трения на стенке канала и получить наиболее адекватные данные относительно гидравлического сопротивления пароводяного потока. Знание величин касательных напряжений на стенке канала $\tau_{ст}$ позволяет рассчитать среднее по сечению истинное объемное паросодержание (соотношения (12), (13) в [2]). Имеется очевидная связь между структурой ядра двухфазного потока и характеристиками пленки $\delta_{гр}$. Касательные напряжения измерены в трубе внутренним диаметром 17 мм при давлениях 4.9 и 6.86 МПа и массовых скоростях потока $\rho W = 500, 750$ и 1000 кг/(м²·с) и в трубе внутренним диаметром 13 мм при давлениях $P = 4.9$ и 9.8 МПа и массовых скоростях потока $\rho W = 750$ и 1000 кг/(м²·с). Некоторые результаты представлены на рис. 2 в зависимости от массового расходного паросодержания.

Обнаружена практически линейная зависимость $\tau_{ст}$ от x в исследованном диапазоне параметров. Нарушение линейности при некотором значении паросодержания связано с переходом снарядного режима течения к дисперсно-кольцевому. Касательные напряжения уменьшаются с повышением давления, что согласуется с выводами об уменьшении геометрических размеров пленки, в частности, $\delta_{гр}$. В области линейной зависимости отношение касательных напряжений, измеренных при 4.9 и 6.86 МПа при постоянных x и ρW равно примерно 1.46, что довольно хорошо согласуется с отношением плотностей пара при этих же давлениях, т.е. $\rho''(6.86 \text{ МПа})/\rho''(4.9 \text{ МПа}) \approx 1.393$.

Полученные результаты сопоставлялись с результатами исследований на потоках аргон-вода (аргон-спирт) в трубе диаметром 25 мм при давлении 2.2 МПа и температуре около 20°C [5]; плотность аргона при этом давлении примерно соответствует плотности водяного пара при давлении 6.86 МПа (рис. 2в). Обращает на себя внимание лучшее согласие настоящего исследования с данными [5], полученными для потока аргон-спирт. Это связано с тем, что плотность спирта при $P = 2.2$ МПа близка к плотности воды при температуре насыщения для давления 6.86 МПа.

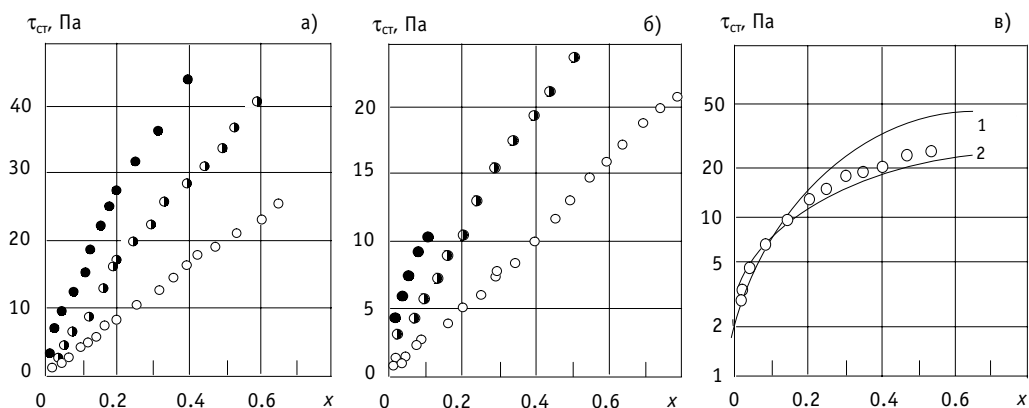


Рис. 2. Касательные напряжения на стенке канала: а) $P = 4.9$ МПа; $d = 17$ мм; б) $P = 6.86$ МПа, $d = 17$ мм; \circ – $\rho W = 500$ кг/(м²·с), \ominus – $\rho W = 750$ кг/(м²·с), \bullet – $\rho W = 1000$ кг/(м²·с); в) $P = 6.86$ МПа, $\rho W = 750$ кг/(м²·с); \circ – пароводяной поток, $d = 17$ мм; 1 – поток аргон-вода: $P = 2.2$ МПа, $d = 25$ мм [5]; 2 – поток аргон-спирт: $P = 2.2$ МПа, $d = 25$ мм [5]

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ МАССОВЫХ И ЛИНЕЙНЫХ СКОРОСТЕЙ ФАЗ

Измерения динамического давления пароводяной смеси и расходов фаз по радиусу трубы измерялись методом изокINETического пробоотбора с помощью изокINETического зонда [1. 2]. На основе полученных данных рассчитывались профили линейных и массовых скоростей фаз и истинного объемного паросодержания. Интегрированием этих профилей получены значения массовых скоростей фаз и массового расходного паросодержания. Эти значения сопоставлялись с величиной массовой скорости потока, по показаниям расходомера, и значением массового расходного паросодержания, рассчитанного по тепловому балансу. Интегрирование же расчетного профиля истинного объемного паросодержания позволило получить средние по сечению трубы значения истинного объемного паросодержания $\bar{\Phi}_{\text{изо}}$.

Измерения проведены в трубе внутренним диаметром 17 мм при давлениях 4.9, 6.86, 9.8 и 13.7 МПа, массовых скоростях потока 500, 750, 1000, 1250 и 1500 кг/(м²·с), массовых паросодержаниях от начала дисперсно-кольцевого режима течения $x_{\text{ндк}}$ до $x_{\text{кр}}$ и тепловых потоках $q = 0.4$ и 1.0 МВт/м². Подобные измерения проведены и в трубе внутренним диаметром 13 мм при давлениях 4.9, 9.8 МПа и массовых скоростях потока 1000, 1500, 2000, 2500 и 3000 кг/(м²·с).

Типичные результаты показаны, например, на рис. 3, где представлены профили приведенной массовой скорости жидкости и пара в зависимости от давления при одинаковых значениях ρW , x , q и $L_{\text{ад}}$ (на этом рисунке и далее ξ – безразмерное расстояние от центра трубы). Видно, что рост давления оказывает влияние на распределение жидкости и пара по сечению ядра потока, причем, чем выше давление, тем более значительное качественное изменение формы профилей имеет место – это особенно заметно при $P = 13.7$ МПа. Можно сделать вывод, что увеличение давления приводит к росту расхода жидкости в ядре потока и к снижению расхода пара при прочих равных условиях. Таким образом, здесь проявляется налицо влияние физических свойств (в частности, плотностей) фаз на их распределение по сечению ядра потока.

Изменение длины адиабатного участка за зоной обогрева $L_{\text{ад}}$, которое осуществлялось с помощью перемещения токоподводов по длине рабочего участка без изме-

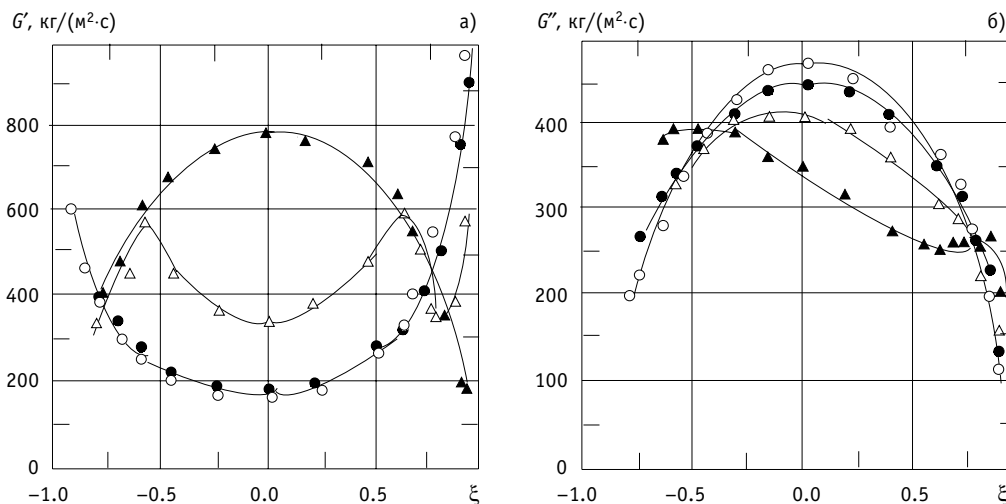


Рис. 3. Распределение приведенных массовых скоростей фаз в зависимости от давления: $d = 17$ мм, $\rho W = 750$ кг/(м²·с), $q = 0$, $L_{\text{ад}} = 0$, $x = 0.4$; а) – распределение массовой скорости жидкости; б) – распределение массовой скорости пара; ○ – $P = 4.9$ МПа, ● – $P = 6.86$ МПа, △ – $P = 9.8$ МПа, ▲ – $P = 13.7$ МПа

нения расстояния между ними для сохранения величины теплового потока, также влияет на распределение фаз. Интересные результаты получены о влиянии длины адиабатного участка на распределение массовой скорости жидкости в ядре потока (рис. 4). Измерения производились как на выходе из обогреваемой зоны рабочего участка, так и на расстоянии 2 м после ее окончания. Наблюдается явное возрастание расхода жидкости в ядре потока после прохождения им адиабатного участка, причем более значительное при более высоком давлении, например, при давлении 13.7 МПа (рис. 4в).

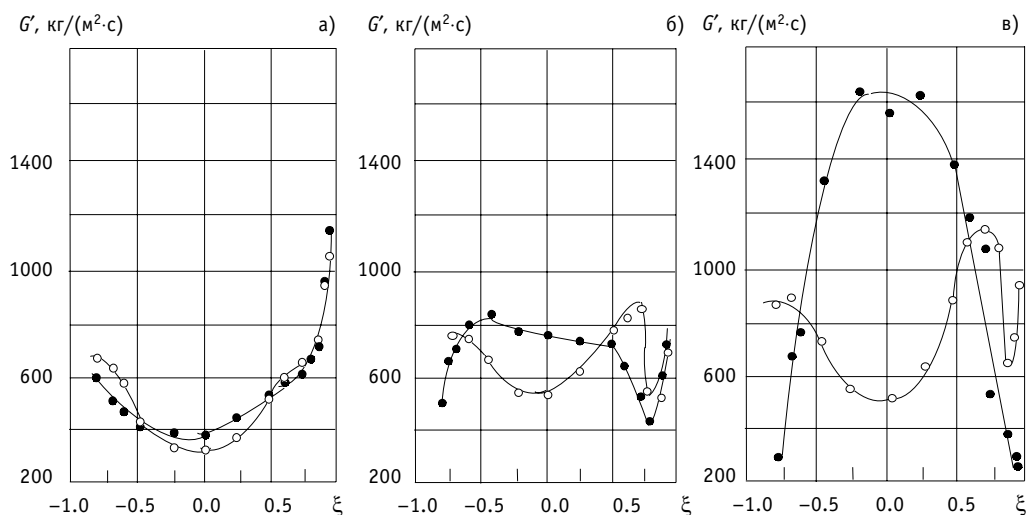


Рис. 4. Влияние длины адиабатного участка на распределение приведенной массовой скорости жидкости: $d = 17$ мм, $\rho W = 1000$ кг/(м²·с), $q = 0.46$ МВт/м², $x = 0.30$; а) $P = 6.86$ МПа; б) $P = 9.8$ МПа; в) $P = 13.7$ МПа; ○ – $L_{ад} = 0$, ● – $L_{ад} = 2$ м

Расчеты по двумерной математической модели дисперсно-кольцевого потока [6] показали, что распределение жидкости по сечению определяется, главным образом, массопереносом капель в потоке (турбулентная диффузия, конвекция, источники массы). Усиление турбулентной диффузии капель приводит к формированию монотонного профиля, а усиление процесса уноса – к появлению экстремумов в распределении (М-образный профиль). Результаты расчетов [7] выявили характер эволюции профиля концентрации капель на адиабатном участке. В начале его мы имеем профиль, сформированный за счет условий, действующих в зоне обогрева, т.е. за счет влияния потока пара от стенки. Этот поток препятствует диффузии капель к стенке трубы, что создает значительную неравномерность в их концентрации. По мере продвижения потока по адиабатному участку главным фактором, формирующим профиль, становится турбулентная диффузия, и распределение жидкости по сечению становится более плавным. Важным фактором в этих процессах также является сложное динамическое взаимодействие капель жидкости и пленки с паровым потоком, зависящее от соотношения плотностей фаз.

Для распределения линейной скорости пара по сечению характерен эффект «ламинаризации» – более высокое отношение максимальной скорости пара к средней W''_{max} / \bar{W}'' по сравнению с однофазным потоком пара. При давлениях 6.86 и 9.8 МПа профили линейной скорости пара являются подобными; и отношение W''_{max} / \bar{W}'' не превышает 1.3–1.5. При 13.7 МПа профили скорости оказываются более заполненными, чем при более низких давлениях (рис. 5). Пунктирной линией обозначена предполагаемая граница ядра дисперсно-кольцевого потока на основе данных по толщине

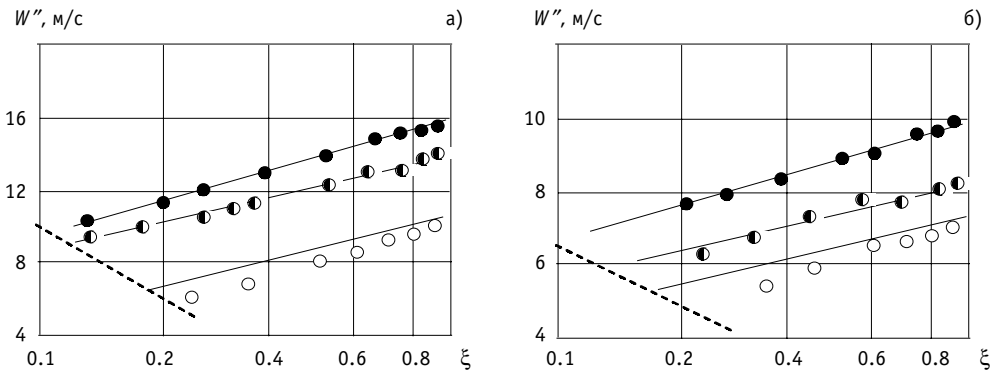


Рис. 5. Профили линейной скорости пара: $d = 17$ мм, $q = 0$:
 а) $P = 6.86$ МПа, $\rho W = 500$ кг/(м²·с); ● – $x = 0.43$, ○ – $x = 0.74$, ○ – $x = 0.92$;
 б) $P = 9.8$ МПа, $\rho W = 500$ кг/(м²·с); ● – $x = 0.43$, ○ – $x = 0.58$, ○ – $x = 0.75$;
 — — — — — расчет по формуле 1; - - - - - предполагаемая граница ядра дисперсно-кольцевого режима течения (по данным толщин пленки)

нам пленки жидкости. Профили линейной скорости пара подчиняются логарифмическому закону, а отклонения от него обусловлены воздействием на паровой поток пленки жидкости на стенке (особенно, $\delta_{гр}$), играющей роль шероховатости.

Таким образом, логарифмический закон распределения скорости выполняется и в ядре дисперсно-кольцевого пароводяного потока высокого давления. При этом течение пара с каплями воды можно рассматривать как течение однофазного потока в шероховатых трубах, если принять высоту гребней волн за характеристику шероховатости. Профиль скорости при течении однофазного потока в шероховатых трубах описывается формулой [8]:

$$\frac{W''}{v^*} = \frac{1}{\kappa} \ln \frac{y}{\varepsilon} + R_{ш}, \quad (1)$$

где $v^* = \sqrt{\tau_{ст}/\rho''}$ – динамическая скорость, м/с; ε – эквивалентная шероховатость, м; $\kappa = 0.4$ – константа турбулентности, y – расстояние от стенки, м; $R_{ш}$ – функция геометрии шероховатости.

Влияние шероховатости на течение, как известно, проявляется через характеристики ее элементов: высоты, шага, формы. Если за характерный размер шероховатости принять высоту гребней волн пленки, а v^* вычислить на основе измеренных касательных напряжений, то из (1) можно найти $R_{ш}$. Рассчитанные таким образом профили скорости пара сопоставлены с измеренными на рис. 5. В целом согласие удовлетворительное, за исключением отдельных опытов, проведенных при низких паросодержаниях, что связано с неполным развитием дисперсно-кольцевого режима течения.

В завершение этого параграфа приведены данные о влиянии плотности теплового потока на распределение фаз по сечению (рис. 6). Эти данные получены на трубе с внутренним диаметром 13 мм, при $P = 9.8$ МПа, $rW = 1000$ кг/(м²·с), $x = 0.4$ для значений плотности теплового потока $q = 0.4$ и 1.0 МВт/м². Как видно, увеличение q в 2.5 раза приводит к значительному различию распределений жидкости по сечению на выходе из зоны обогрева при $L_{ад} = 0$ (рис. 6а). При $L_{ад} = 2$ м (рис. 6б) это различие вырождается, но все же остается заметным. Аналогичное различие имеет место и в распределении паровой фазы (рис. 6в, г). Отсюда можно сделать заключение, что в обогреваемой зоне поток пара от стенки при более высоком тепловом потоке ($q = 1$ МВт/м²) способствует формированию повышенной концентрации жидкости на некотором расстоянии от стенки и которая не успевает диффундировать в централь-

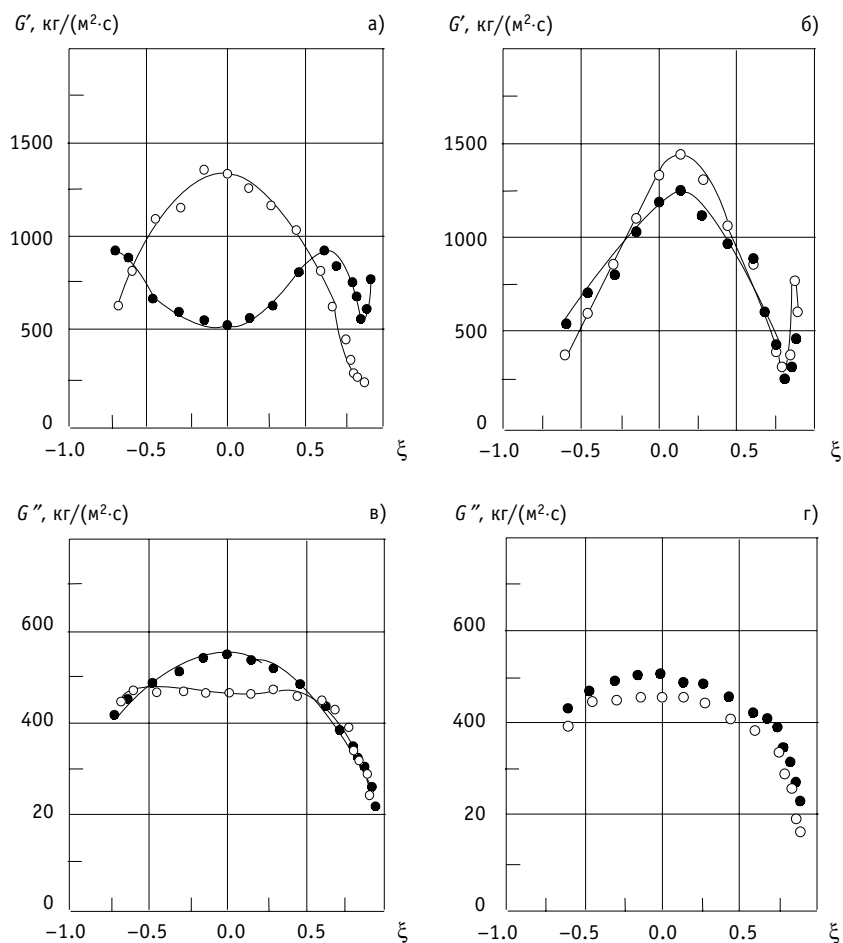


Рис. 6. Влияние плотности теплового потока на распределение фаз: $P = 9.8$ МПа, $\rho W = 1000$ кг/(м²·с), $x = 0.4$; а), в) – $L_{ад} = 0$; б), г) – $L_{ад} = 2$ м; ○ – $q = 0.4$ МВт/м², ● – $q = 1.0$ МВт/м²

ную область ядра. В то же время при прохождении адиабатного участка длиной 2 м процесс диффузии приводит к некоторому выравниванию концентраций жидкости, полученных при разных тепловых потоках, (хотя и неполному).

ИСТИННОЕ ОБЪЕМНОЕ ПАРСОДЕРЖАНИЕ

Измерение истинного объемного паросодержания осуществлялось методом γ -просвечивания, широко использовавшемся различными авторами (например, [9]). При этом можно получить средние по сечению значения $\bar{\varphi}_\gamma$. В данной работе измерения выполнены на трубе внутренним диаметром 17 мм при 6.86, 9.8 и 13.7 МПа, и массовых скоростях потока 500, 750 и 1000 кг/(м²·с) (рис. 7а). При постоянном давлении влияние массовой скорости и теплового потока на $\bar{\varphi}$ не выявлено.

Значения истинного объемного паросодержания были получены также расчетом на основе измеренных касательных напряжений на стенке $\bar{\varphi}_\tau$ в соответствии с соотношением:

$$\bar{\varphi}_\tau = \frac{\rho' - \bar{\rho}_{см}}{\rho' - \rho''}, \quad (2)$$

здесь средняя плотность пароводяной смеси $\bar{\rho}_{см}$ определяется из

$$\bar{\rho}_{см} = g^{-1} \left[\left(\frac{\Delta P}{\Delta l} \right)_{tot} - \frac{4\tau_{ст}}{d} \right], \quad (3)$$

где $\left(\frac{\Delta P}{\Delta l} \right)_{tot}$ – полный градиент давления по длине рабочего участка, Па/м; d – диаметр трубы, мм; g – ускорение силы тяжести, м/с².

Эти соотношения справедливы только для адиабатных потоков ($q = 0$), в которых и производились измерения $\tau_{ст}$, поскольку в (3) не учитываются потери давления на ускорение.

Полученные этими двумя методами данные сопоставлены на рис. 7б. Здесь же для сравнения показаны данные других авторов [9, 10 11]. Можно заключить, что экспериментальные данные, полученные разными методами, в целом неплохо согласуются как друг с другом, так и с эмпирическими соотношениями. На рис. 8 представлены профили истинного объемного паросодержания (локальные значения), рассчитанные из результатов измерений изокинетическим зондом в адиабатных условиях. Видно влияние давления (т.е. соотношения плотностей фаз) на форму профилей, которая из монотонной при $P = 6.86$ МПа, приобретает экстремумы вблизи стенки с ростом давления.

ГИДРАВЛИЧЕСКОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ В ПАРОВОДЯНОМ ПОТОКЕ

Изучено влияние различных параметров на потери давления на трение. Величина $\Delta P_{тр}$ соответствует результатам широко известных работ [9, 10, 11] и др. Прямое измерение $\Delta P_{тр}$ и одновременные измерения гидродинамических характеристик потока позволили рассмотреть эти данные в связи с внутренней структурой потока. Комплексный эксперимент подтвердил распространенное предположение о влиянии характеристик пленки жидкости на стенке канала на гидравлическое сопротивление.

Существует много методик расчета трения в двухфазных потоках, дающих в некоторых случаях неплохое согласие с экспериментом. Широко используются гомогенная модель и модели раздельного течения фаз. В основу этих моделей положены

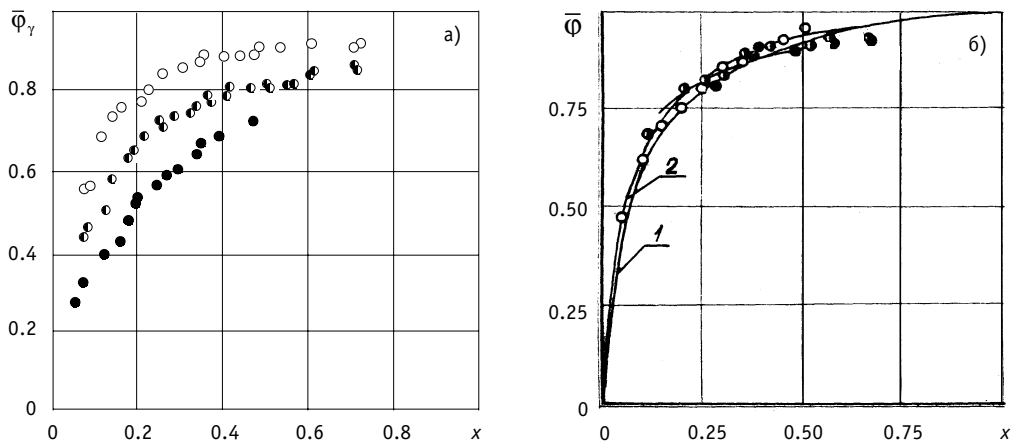


Рис. 7. Зависимость среднего истинного объемного паросодержания, полученного различными методами, от относительной энтальпии потока: а) значения, полученные методом γ -просвечивания – \circ – $P = 6.86$ МПа, \bullet – $P = 9.8$ МПа, \bullet – $P = 13.7$ МПа; б) сопоставление измеренных и вычисленных значений среднего истинного объемного паросодержания – $P = 6.86$ МПа, $\rho W = 750$ кг/(м²·с), $q = 0$: \circ – расчет по касательным напряжениям (Φ_{τ}), \bullet – γ -просвечивание (Φ_{γ}), \bullet – расчет по данным, полученным изокинетическим зондом ($\Phi_{изо}$); 1 – расчет по [9, 10], 2 – расчет по [11]

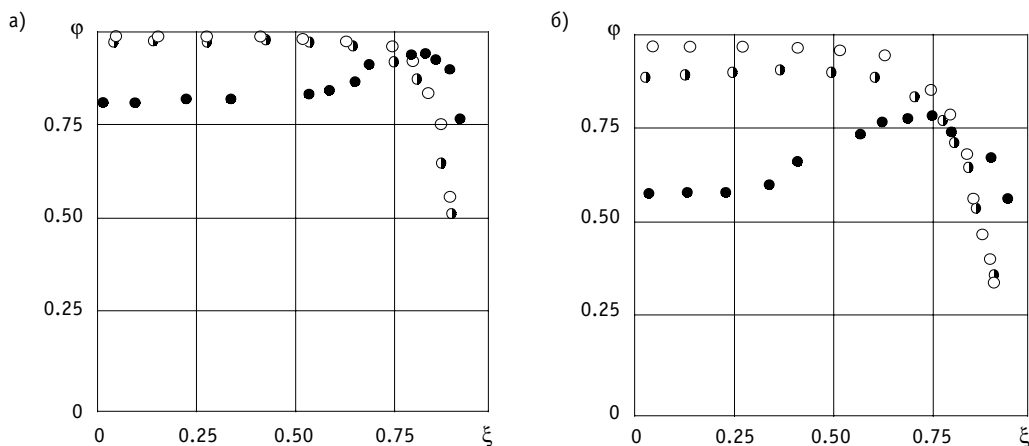


Рис. 8. Профили распределения истинного объемного паросодержания, полученные изокинетическим зондом: $q = 0$, $L_{ад} = 0$; а) $\rho W = 500 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$, $x = 0.43$; б) $\rho W = 1000 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$, $x = 0.20$;
 \circ – $P = 6.86 \text{ МПа}$, \bullet – $P = 9.8 \text{ МПа}$, \bullet – $P = 13.7 \text{ МПа}$

идеализированные предположения о распределении фаз в пароводяном потоке и их взаимодействии, которые довольно трудно предсказать теоретически. Ошибки расчетов $\Delta P_{тр}$ по эмпирическим соотношениям обусловлены, главным образом, погрешностями эксперимента и используемых методик исследования.

Ниже проведено сопоставление данных по $\Delta P_{тр}$, рассчитанных на основе результатов прямых измерений касательных напряжений на стенке и измерений перепадов давлений по традиционной методике [8, 11] (в адиабатных условиях):

$$\Delta P_{тр} = \Delta P_{tot} - \Delta P_{нив} \quad (4)$$

Гидростатическая составляющая $\Delta P_{нив}$ рассчитывалась по средней плотности пароводяной смеси на основе измеренных значений $\bar{\phi}$, либо с использованием зависимостей для $\bar{\phi}$, предложенных в [9, 11, 12], которые хорошо согласуются с результатами настоящей работы.

Из (1) для профиля скорости в [8] получено соотношение для коэффициента гидравлического сопротивления в двухфазном потоке в виде:

$$\zeta = \frac{8}{\left(R_w - 3.75 + \frac{1}{\kappa} \ln \frac{d}{2\delta_{гр}} \right)^2} \quad (5)$$

Определив среднюю по сечению скорость пара, как

$$\bar{W}'' = \frac{\rho W x}{\rho'' \bar{\phi}} \quad (6)$$

и применив формулу Дарси для расчета потерь давления на трение в однофазном потоке, приходим к соотношению для расчета $\Delta P_{тр}$:

$$\Delta P_{тр} = \frac{4 l (\rho W x)^2}{d \rho'' \bar{\phi}^2 \left(R_w - 3.75 + \frac{1}{\kappa} \ln \frac{d}{2\delta_{гр}} \right)^2} \quad (7)$$

Согласие рассчитанных значений $\Delta P_{тр}$ по формуле (7) и измеренных вполне удовлетворительно ($\pm 20\%$) (см. рис. 9).

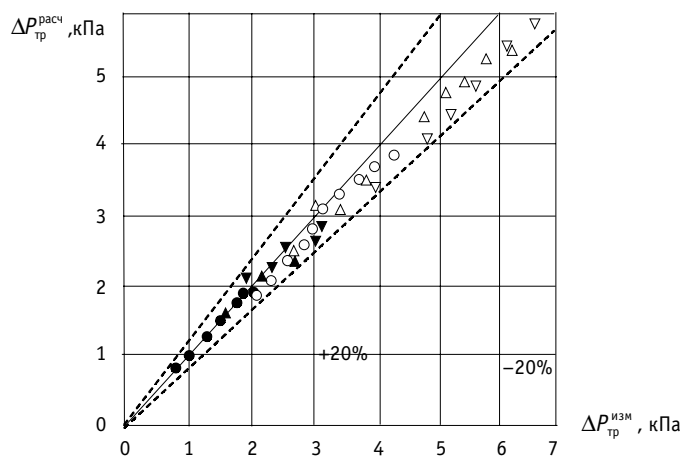


Рис. 9. Сравнение потерь давления на трение, измеренных и рассчитанных по формуле (7) – $d=17$ мм:
 $P=6.86$ МПа: \circ – $\rho W=500$ кг/(м²·с), \triangle – $\rho W=750$ кг/(м²·с), ∇ – $\rho W=1000$ кг/(м²·с);
 $P=9.8$ МПа: \bullet – $\rho W=500$ кг/(м²·с), \blacktriangle – $\rho W=750$ кг/(м²·с), \blacktriangledown – $\rho W=1000$ кг/(м²·с)

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты измерений основных гидродинамических характеристик двухфазного пароводяного потока высокого давления и их анализ показал, что между ними существует тесная взаимосвязь.

Выявлена определяющая роль геометрических параметров пленки жидкости, текущей по стенке канала, физических свойств фаз (плотность, коэффициент поверхностного натяжения жидкости), проявляющихся практически во всех исследованных процессах и явлениях, присущих двухфазному пароводяному потоку.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (Проект РФФИ № 05–08–65401).

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: ОНТИ ГНЦ РФ-ФЭИ, 2005.
2. Кириллов П.Л., Левченко Ю.Д., Штейн Ю.Ю., Шумский Р.В. Экспериментальные методики исследования локальных характеристик пароводяных потоков высокого давления // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2006. – № 4.
3. Bennet A.W., Hewitt G.P. et al. Flow Visualization Studies of Boiling at High Pressure/AERE R-4874, 1965.
4. Raissions G. Flow Regime Studies up to Critical Heat Flow Conditions at 80 kg/cm² / Centre d'étude nucléaire du Grignon / Report TT-62. – 1965. – P. 15.
5. Cravarolo, I., Giorgini, A., Hassid, A., Pedrocchi, M. 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. – CISE. – Milano. – Report R-82, 1964.
6. Кащеев В.М., Муранов Ю.В., Юрьев Ю.С. Математическая модель дисперсно-кольцевого потока / Препринт ФЭИ-780. – Обнинск: ОНТИ ГНЦ РФ-ФЭИ, 1977.
7. Кащеев В.М., Муранов Ю.В., Шумский Р.В., Штейн Ю.Ю., Юрьев Ю.С. Экспериментальное и расчетное исследование распределения жидкости в дисперсно-кольцевом потоке / Препринт ФЭИ-1899. – Обнинск: ОНТИ ГНЦ РФ-ФЭИ, 1990.
8. Миллиончиков М.Д., Субботин В.И., Ибрагимов М.Х. и др. Исследование полей скорости и коэффициентов гидравлического сопротивления в трубах с искусственной шероховатостью стенок / Препринт ФЭИ-385. – Обнинск: ОНТИ ФЭИ, 1973.

9. Миропольский З.Л., Шнеерова Р.И., Карамышева А.И. Паросодержание при напорном движении пароводяной смеси с подводом тепла и в адиабатных условиях// Теплоэнергетика. – 1971. – №5. – С. 60-63.

10. Тарасова Н.В. Гидравлическое сопротивление при кипении воды и пароводяной смеси в обогреваемых трубах и кольцевых каналах/Сб. «Труды ЦКТИ». – «Котлотурбиностроение». – Л., 1965. – Вып. 59. – С.47-57.

11. Осмачкин В.С., Борисов В.Д. Гидравлическое сопротивление пучков стержней в потоке кипящей воды / Препринт ИАЭ-1957. – М.: ИАЭ, 1970.

12. Крамеров А.Е., Шевелев Я.В. Инженерные расчеты ядерных реакторов. – М.: Атомиздат, 1964.

Поступила в редакцию 17.11.2006

МОДЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В МНОГОСЛОЙНОМ СФЕРИЧЕСКИ-СИММЕТРИЧНОМ УСТРОЙСТВЕ

А.В. Тихоненко

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



В работе строятся математические модели теплопроводности в многослойном сферически-симметричном устройстве с тепловыделяющим слоем. Аналитические решения для стационарных температурных полей, полученные в рамках этих моделей, анализируются для различных граничных условий с помощью комплекса программ в среде прикладного математического пакета MAPLE.

ВВЕДЕНИЕ

Расчет температурных полей представляет важную задачу для систем, содержащих сферические тепловыделяющие элементы, (например, в газоохлаждаемых реакторах [1], в комплексах стационарного хранения устройств [2,3]; подобные задачи встречаются также при построении моделей образования планет и исследованиях их температурного режима [4]).

Температурные распределения в многослойном устройстве с тепловыделяющим слоем зависят от свойств тепловыделяющего вещества, тепловых свойств окружающих его оболочек и тепловых условий на его внешней границе. Оно представляет собой сферически-симметричное образование (рис. 1), состоящее из тепловыделяющего шара I (радиуса r_1) и четырех окружающих его оболочек II, III, IV и V (соответственно радиусов r_2, r_3, r_4, r_5) разного назначения и обладающих разными свойствами теплопроводности. В частности, в устройстве подобной конфигурации [2,3] слои I, II, III и V – металлы с высоким коэффициентом теплопроводности, IV – самый обширный слой – содержит особые химические соединения с низкой теплопроводностью, причем именно теплопроводность этого слоя оказывает существенное влияние на температурное поле всего устройства.

В работе рассматриваются две модели теплопроводности: линейная (с постоянным коэффициентом теплопроводности IV слоя) и нелинейная (предполагающая зависимость коэффициента теплопроводности от температуры в IV слое); и решаются с помощью комплекса программ в среде прикладного пакета MAPLE [5] две краевые задачи (для каждой модели) об определении в устройстве температурного поля (без учета контактных термосопротивлений). Дело в том, что область IV имеет самые большие размеры, основное убывание температуры происходит в этой части, и именно

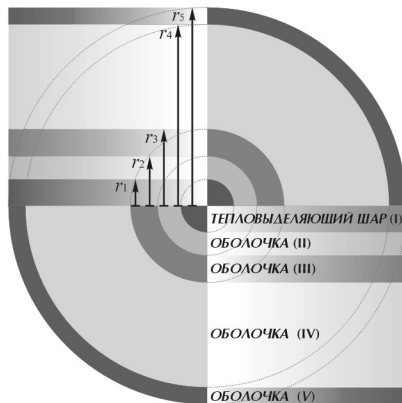


Рис. 1. Схема устройства

поэтому моделируется теплопроводность этого слоя. Полученные решения анализируются с точки зрения учета типов краевых условий и в части использования линейной или нелинейной моделей.

ЛИНЕЙНАЯ МОДЕЛЬ

Общая постановка задачи

Математически задача об определении стационарного температурного поля $u(r) = u(r, \theta, \varphi)$ представляет собой в линейной модели уравнение второго порядка в частных производных эллиптического типа для кусочно-гладкой сферически-симметричной среды с постоянными ко-

эффициентами теплопроводности. В области I ($0 < r < r_1$) имеется источник тепла в виде тепловыделяющего шара с постоянной объемной тепловой плотностью ρ , и температурное поле u_1 будет удовлетворять уравнению Пуассона. В областях II ($r_1 < r < r_2$), III ($r_2 < r < r_3$), IV ($r_3 < r < r_4$) и V ($r_4 < r < r_5$) источники тепла отсутствуют; и температурные поля u_j ($j = 2, 3, 4, 5$) будут удовлетворять уравнениями Лапласа.

Уравнения для сферически-симметричных I и II–V областей запишутся ($i = 2, 3, 4, 5$) соответственно:

$$k_1 \cdot \left(\frac{\partial^2 u_1(r)}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{\partial u_1(r)}{\partial r} \right) + \rho = 0, \quad (1)$$

$$\frac{\partial^2 u_i(r)}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{\partial u_i(r)}{\partial r} = 0, \quad (2)$$

где k – коэффициент теплопроводности (в работе используются обозначения, принятые в [6]).

Решения этих уравнений для I–V областей, полученные в MAPLE, имеют вид:

$$u_1(r) = C_0 + \frac{C_1}{r} - \frac{\rho}{6 \cdot k_1} \cdot r^2, \quad u_2(r) = C_2 + \frac{C_3}{r}, \quad (3)$$

$$u_3(r) = C_4 + \frac{C_5}{r}, \quad u_4(r) = C_6 + \frac{C_7}{r}, \quad u_5(r) = C_8 + \frac{C_9}{r}.$$

Сформулируем условия определения постоянных C_j . Функция температурного поля $u(r)$ должна быть регулярна и непрерывна; должна обеспечивать непрерывность радиального теплового потока, что записывается как система соотношений

$$u_j(r) \Big|_{r=r_j} = u_{j+1}(r) \Big|_{r=r_j}, \quad k_j \cdot \frac{\partial u_j(r)}{\partial r} \Big|_{r=r_j} = k_{j+1} \cdot \frac{\partial u_{j+1}(r)}{\partial r} \Big|_{r=r_j} \quad (j = 1, 2, 3, 4) \quad (4)$$

и удовлетворять одному из двух типов граничных условий:

1) на границе поддерживается постоянная температура T_{ext} (первая краевая задача):

$$u_5(r) \Big|_{r=r_5} = T_{ext}; \quad (4a)$$

2) на границе происходит теплообмен с внешней средой, температура которой равна T_{ext} (третья краевая задача):

$$\frac{\partial u_5(r)}{\partial r} \Big|_{r=r_5} = h \cdot (T_{ext} - u_5(r)) \Big|_{r=r_5}, \quad (4б)$$

где h – коэффициент теплообмена. Необходимое условие существования стационарной температуры для второй краевой задачи (равенство нулю суммарного потока тепла через внешнюю поверхность устройства [6]) здесь не выполняется.

Аналитические решения краевых задач для линейной модели

Из условия регулярности $u(r)$ в нуле следует, что $C_0 = 0$, и условия (4) для краевых задач записываются как система уравнений на постоянные C_l ($l = 1, 2, \dots, 9$):

$$-\frac{r_1^3}{3 \cdot k_1} \cdot \rho + C_1 = C_2 + \frac{C_3}{r_1}, \left[C_l + \frac{C_{l+1}}{r_m} = C_{l+2} + \frac{C_{l+3}}{r_m} \right]_{\substack{l=2,4,6 \\ m=2,3,4}},$$

$$\frac{r_1 \cdot \rho}{3} = \frac{k_2 \cdot C_3}{r_1^2}, \left(\frac{k_m \cdot C_l}{r_m^2} = \frac{k_{m+1} \cdot C_{l+2}}{r_m^2} \right)_{\substack{l=3,5,6 \\ m=2,3,4}}, \tag{5}$$

$$C_8 + \frac{C_9}{r_4} = T_{ext}, \tag{5a}$$

$$-\frac{C_9}{r_5^2} = h \cdot \left(T_{ext} - C_8 - \frac{C_9}{r_5} \right), \tag{5b}$$

причем (5a) соответствует первой, а (5б) – третьей краевым задачам.

Решение системы (5) имеет вид:

$$C_1 = C_2 + \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{1}{k_1} + \frac{2}{k_2} \right) \cdot r_1^2 \cdot \rho, C_2 = \frac{K_1 \cdot r_1^3 \cdot \rho}{3} + T_{ext}, C_3 = \frac{r_1^3 \cdot \rho}{3 \cdot k_2}, C_4 = \frac{K_2 \cdot r_1^3}{3} \cdot \rho + T_{ext},$$

$$C_5 = \frac{r_1^3 \cdot \rho}{3 \cdot k_3}, C_6 = \frac{K_3 \cdot r_1^3 \cdot \rho}{3} + T_{ext}, C_7 = \frac{r_1^3}{3 \cdot k_4} \cdot \rho, C_8 = -\frac{r_1^3 \cdot \rho}{3 \cdot k_5 \cdot r_5} + T_{ext}, C_9 = \frac{r_1^3 \cdot \rho}{3 \cdot k_5}$$

– для первой краевой задачи и

$$C'_l = C_l + \kappa \ (l = 1, 2, 4, 6), C'_m = C_m \ (l = 3, 5, 7, 8), C'_8 = C_8 + \kappa + T_{ext} \tag{6b}$$

– для третьей краевой задачи. Здесь обозначено

$$K_1 = K_2 + \frac{1}{k_3 \cdot r_2} - \frac{1}{k_2 \cdot r_2}, K_2 = K_3 - \frac{1}{k_3 \cdot r_3} + \frac{1}{k_4 \cdot r_3}, K_3 = -\frac{1}{k_4 \cdot r_4} - \frac{1}{k_5 \cdot r_5} + \frac{1}{k_5 \cdot r_4},$$

$$\kappa = \frac{r_1^3 \cdot \rho}{3 \cdot h \cdot k_5 \cdot r_5^2}. \tag{7}$$

Построенные в линейной модели аналитические решения представляют собой кусочно-гладкие функции, описывающие зависимость температуры от радиальной координаты r вида (3) с коэффициентами, определяемыми формулами (5a) и (5б) для первой и третьей краевых задач соответственно.

Заметим, что в линейной модели решение задачи не представляет особых трудностей и отличается от стандартных постановок [7] большим количеством оболочек с разнородными свойствами. При этом проблемы с очень громоздкими математическими вычислениями успешно разрешаются применением пакета MAPLE. Тем не менее, это решение подробно описывается и анализируется для того, чтобы затем детально сравнить его с соответствующим решением в нелинейной модели, которая представляет собой (в силу нелинейности) гораздо более сложную задачу.

Графики и анализ решений в линейной модели

Проанализируем полученные точные аналитические решения для линейной модели на примере устройства, рассмотренного в [2], с мощностью тепловых источников $q = 100 \text{ Вт}$. Температурные поля $u(r)$ определяются здесь основными характеристиками (табл. 1) и совокупностью параметров: температурой T_{extr} поддерживаемой на внешней поверхности (в первой краевой задаче); коэффициентом теплообмена h с внешней средой и температурой T_{ext} (используется такое же обозначение, что и для первой краевой задачи) внешней среды, с которой происходит теплообмен (в третьей краевой задаче).

Таблица 1

Геометрические характеристики и коэффициенты теплопроводности

Область	I	II	III	IV	V
Радиус области, м	$r_1 = 0.06$	$r_2 = 0.11$	$r_3 = 0.21$	$r_4 = 0.64$	$r_5 = 0.65$
Коэффициент теплопроводности, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{град})$	$k_1 = 20$	$k_2 = 35$	$k_3 = 213$	$k_4 = 0.5$	$k_5 = 13.6$

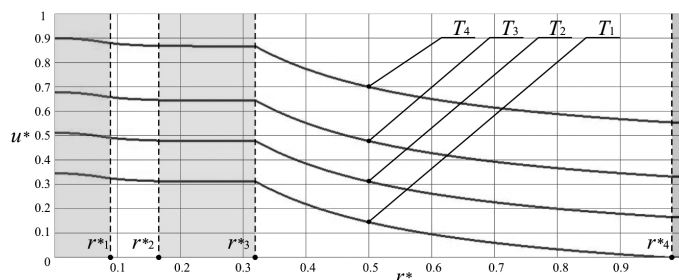


Рис. 2. Температурное поле для набора значений T_{ext} (линейная модель, первая краевая задача)

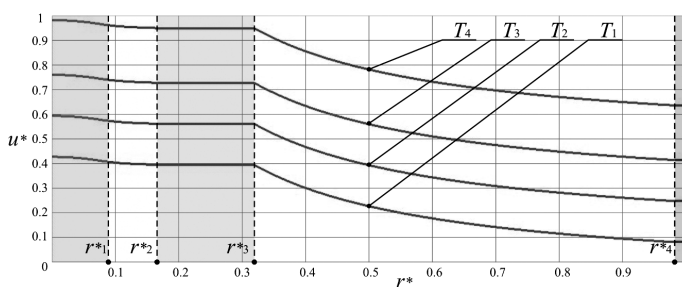


Рис. 3. Температурное поле для набора значений T_{ext} и h_3 (линейная модель, третья краевая задача)

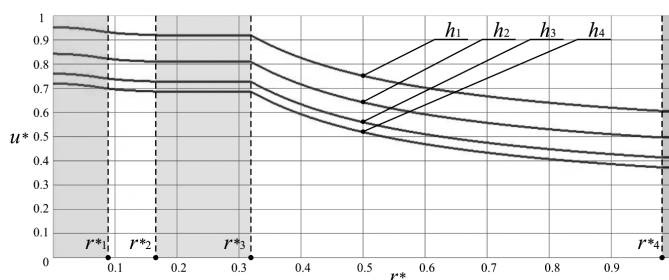


Рис. 4. Температурное поле для набора значений h и T_3 (линейная модель, третья краевая задача)

Для наглядности анализа построим графики температурного поля $u(r)$ для разных условий (табл. 2): графики на рис. 3–4 построены в безразмерных переменных $u^*(r^*)$, где $r^* = r/r_5$ и $u^* = u/180 \text{ }^\circ\text{C}$.

1. Первая краевая задача: температурное поле определяется значением T_{ext} на его внешней поверхности. На рис. 2 представлено поле $u(r)$ для четырех значений T_{ext} .

2. Третья краевая задача: температурное поле определяется значением T_{ext} внешней среды и коэффициентом теплообмена h . На рис. 3–4 представлено поле $u(r)$ для наборов значений T_{ext} и h .

3. Первая и третья краевые задачи: решения для температурных полей зависят от типа граничных условий, что видно из сравнения графиков на рис. 3–4.

Таблица 2

Набор значений T_{ext} и h

Номер значения параметра	1	2	3	4
Температура T_{ext} , °C	$T_1 = 0$	$T_2 = 30$	$T_3 = 60$	$T_4 = 100$
Коэффициент теплообмена h , $Вт/(м^2 \cdot гр)$	$h_1 = 0.03$	$h_2 = 0.05$	$h_3 = 0.1$	$h_4 = 0.2$

Анализируя поведение решений для температурных полей в рамках линейной модели, сделаем следующие выводы:

1. Решения первой краевой задачи соответствуют результатам работы [2] для температурного поля.

2. Результаты решения третьей краевой задачи показывают, что при теплообмене на внешней поверхности устройства (при одинаковых остальных условиях) получаются более высокие значения температурного поля (в зависимости от значения коэффициента теплообмена h).

3. Во всех областях происходит уменьшение температурного поля, но в областях I, II, III, и V температура убывает незначительно (в пределах нескольких градусов). Материалы в этих областях имеют высокие значения коэффициента теплопроводности, которые мало меняются при таких изменениях температуры. В самой широкой области IV температура убывает больше всего, причем температуры на границах этой области могут отличаться на сотни градусов. Поэтому в этой области может оказаться очень существенным учет зависимости коэффициента теплопроводности от температуры.

НЕЛИНЕЙНАЯ МОДЕЛЬ**Общая постановка задачи**

Как видно из анализа решений в рамках линейной модели, в области IV температура убывает очень сильно, и, следовательно, для этой области необходимо использовать модель, которая учитывала бы зависимость коэффициента теплопроводности k_4 от температуры.

В этом случае модель становится нелинейной и для области IV математически задача об определении температурного поля в устройстве представляет собой нелинейное уравнение второго порядка в частных производных эллиптического типа для кусочно-гладкой сферически-симметричной среды.

В рамках нелинейной модели в областях I ($0 < r < r_1$), II ($r_1 < r < r_2$), III ($r_2 < r < r_3$) и V ($r_4 < r < r_5$) коэффициенты теплопроводности k_j ($j = 1, 2, 3, 5$) принимаются постоянными; температурное поле u_1 удовлетворяет неоднородному уравнению (3), а температурные поля u_j ($j = 2, 3, 5$) удовлетворяют однородным уравнениям (4). В результате решения уравнений для I, II, III и V областей будут такими же, как в линейной модели.

Примем, что в области IV ($r_3 < r < r_4$) коэффициент теплопроводности k_4 материала зависит от температуры u_4 по закону:

$$k_4 = a \cdot u_4(r) + b, \quad (8)$$

где a и b – постоянные коэффициенты. Тогда температурное поле u_4 будет удовлетворять нелинейному уравнению второго порядка:

$$\operatorname{div}(k_4(u_4(r, \theta, \varphi)) \cdot \operatorname{grad} u_4(r, \theta, \varphi)) = 0, \quad (9)$$

которое для сферически-симметричного случая и с учетом (8) запишется

$$(a \cdot u_4(r) + b) \cdot \left(\frac{\partial^2 u_4(r)}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{\partial u_4(r)}{\partial r} \right) + a \cdot \left(\frac{\partial u_4(r)}{\partial r} \right)^2 = 0. \quad (10)$$

Аналитическое решение этого уравнения имеет вид:

$$u_4(r) = -\frac{b}{a} + \frac{1}{a \cdot r} \cdot \sqrt{b^2 \cdot r^2 - 2 \cdot a \cdot r \cdot _C1 + 2 \cdot a \cdot r^2 \cdot _C2}, \quad (11)$$

$_C1$ и $_C2$ – некоторые постоянные. Заметим, что программа, написанная в MAPLE для решения этого нелинейного уравнения, дает три аналитических решения, однако физическим условиям отвечает только решение (11).

Переопределяя постоянные, получим совокупность решений в виде (3) с другой функцией $u_4(r)$:

$$u_4(r) = -\frac{b}{a} + \frac{1}{a \cdot r} \cdot \sqrt{b^2 \cdot r^2 - 2 \cdot a \cdot r \cdot C_6 + 2 \cdot a \cdot r^2 \cdot C_7}. \quad (12)$$

Функция температурного поля $u(r)$ должна в этом случае удовлетворять граничным условиям, рассмотренным ранее: это первая (4а) и третья (4б) краевые задачи. Из условия регулярности $u(r)$ в нуле следует, что $C_0 = 0$.

Аналитическое решение первой краевой задачи

Условия (4) и (4а) для первой краевой задачи записываются как система уравнений на постоянные C_j ($j = 1, 2, \dots, 9$) вида (5) с заменой уравнений, в которые входят совокупности (C_4, C_5, C_6, C_7) и (C_6, C_7, C_8, C_9) на уравнения

$$C_4 + \frac{C_5}{r_3} = -\frac{b}{a} + \frac{k_4(r_3)}{a \cdot r_3}, \quad -\frac{b}{a} + \frac{k_4(r_4)}{a \cdot r_4} = C_8 + \frac{C_9}{r_4}, \quad (13)$$

$$C_8 + \frac{C_9}{r_5} = T_{ext}. \quad (14)$$

Получаемая система уравнений на коэффициенты C_j является нелинейной, а ввиду многослойности устройства еще и громоздкой. Средствами пакета MAPLE эту систему удастся решить и получить аналитические выражения для постоянных C_j :

$$\begin{aligned} C_1 &= C_4 + \left(H_7 \cdot \frac{r_1}{r_2} + H_8 \right) \cdot r_1^2 \cdot \rho, \quad C_2 = C_4 + H_7 \cdot \frac{r_1^3}{r_2} \cdot \rho, \quad C_3 = \frac{1}{3} \cdot \frac{r_1^3}{k_2} \cdot \rho, \\ C_4 &= -\frac{b}{a} - \frac{1}{3} \cdot \frac{r_1^3}{k_3 \cdot r_3} \cdot \rho + \frac{1}{3} \cdot \frac{\sqrt{H_0}}{a \cdot k_3 \cdot k_4 \cdot r_3 \cdot r_4 \cdot r_5}, \quad C_5 = \frac{1}{3} \cdot \frac{r_1^3}{k_3} \cdot \rho, \quad C_6 = -\frac{1}{3} \cdot r_1^3 \cdot \rho, \\ C_7 &= \frac{1}{2} \cdot a \cdot T_{ext}^2 + (b + a \cdot P_1 \cdot r_1^3 \cdot \rho) \cdot T_{ext} + a \cdot P_2 \cdot r_1^6 \cdot \rho^2 - \frac{1}{3} \cdot \frac{r_1^3}{k_4} \cdot \rho + b \cdot P_1 \cdot r_1^3 \cdot \rho, \\ C_8 &= -\frac{1}{3} \cdot \frac{r_1^3}{k_5 \cdot r_5} \cdot \rho + T_{ext}, \quad C_9 = \frac{1}{3} \cdot \frac{r_1^3}{k_5} \cdot \rho, \end{aligned} \quad (15)$$

где

$$\begin{aligned} H_1 &= (r_5 - r_4)^2 \cdot a^2 \cdot k_3^2 \cdot r_3^2 \cdot r_5^2, \quad H_2 = (r_5 - r_4) \cdot a^2 \cdot k_3^2 \cdot k_5 \cdot r_3^2 \cdot r_4 \cdot r_5, \\ H_3 &= a \cdot (k_5^2 \cdot r_4^2 \cdot r_5^2 + ((r_5 - r_4) \cdot b \cdot k_5 \cdot r_4 \cdot r_5 - k_5^2 \cdot r_4 \cdot r_5^2) \cdot r_3) \cdot k_3^2 \cdot r_3, \\ H_0 &= H_1 \cdot r_1^6 \cdot \rho^2 + 6 \cdot (H_2 \cdot T_{ext} + H_3) \cdot r_1^3 \cdot \rho + 9 \cdot H_4 + 18 \cdot H_5 \cdot T_{ext} + 9 \cdot H_6 \cdot T_{ext}^2, \\ H_7 &= \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{1}{k_3} - \frac{1}{k_2} \right), \quad H_8 = \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{1}{k_1} + \frac{2}{k_2} \right), \quad P_1 = -\frac{1}{3} \cdot \left(\frac{1}{k_5 \cdot r_5} - \frac{1}{k_5 \cdot r_4} \right), \quad P_2 = \frac{1}{18 \cdot k_5^2} \cdot \left(\frac{1}{r_4} - \frac{1}{r_5} \right)^2. \end{aligned} \quad (16)$$

Заметим, что программа, написанная в MAPLE для решения нелинейной системы,

не дает явных выражений и требуется дополнительное символьное программирование для преобразования результата, и затем выбора физически приемлемого из набора решений, выдаваемых программой.

Аналитическое решение третьей краевой задачи

Условия (4) и (4б) для третьей краевой задачи записываются как система уравнений (5) и (13), и уравнение

$$-\frac{C_9}{r_5^2} = h \cdot \left(T_{ext} - C_8 - \frac{C_9}{r_5} \right). \quad (17)$$

Решая эту систему уравнений средствами MAPLE, находим аналитические выражения для постоянных C_i :

$$C_1 = C_2 + H_8 \cdot r_1^2 \cdot \rho, \quad C_2 = C_4 + H_9 \cdot \frac{r_1^3}{r_2} \cdot \rho, \quad C_3 = \frac{1}{3} \cdot \frac{r_1^3}{k_2} \cdot \rho,$$

$$C_4 = -\frac{b}{a} + \frac{1}{9} \cdot \frac{\sqrt{H_0}}{a \cdot k_5 \cdot h \cdot r_3 \cdot r_4 \cdot r_5^3}, \quad C_5 = \frac{1}{3} \cdot \frac{r_1^3}{k_3} \cdot \rho, \quad C_6 = -\frac{1}{3} \cdot r_1^3 \cdot \rho, \quad (18)$$

$$C_7 = \frac{1}{18} \cdot \frac{Y_1 \cdot r_1^6 \cdot \rho^2 + 6 \cdot Y_2 \cdot r_1^3 \cdot \rho + 9 \cdot Y_3 \cdot r_5^4 \cdot k_5^2}{h^2 \cdot k_5^2 \cdot r_4^2 \cdot r_5^4}, \quad C_8 = \frac{1}{3} \cdot \frac{(1-h \cdot r_5) \cdot r_1^3}{h \cdot k_5 \cdot r_5^2} \cdot \rho + T_{ext}, \quad C_9 = \frac{1}{3} \cdot \frac{r_1^3}{k_5} \cdot \rho,$$

где

$$\begin{aligned} Y_1 &= \left((r_5 - r_4)^2 \cdot h^2 \cdot r_5^2 + 2 \cdot (r_5 - r_4) \cdot h \cdot r_4 \cdot r_5 + r_4^2 \right) \cdot a, \\ Y_2 &= \left[\left((r_5 - r_4) \cdot h \cdot r_5 + r_4 \right) \cdot (b + a \cdot T_{ext}) - h \cdot k_5 \cdot r_5^2 \right] \cdot h \cdot k_5 \cdot r_4 \cdot r_5^2, \\ Y_3 &= a^2 \cdot (2 \cdot b + a \cdot T_{ext}) \cdot r_4^2 \cdot T_{ext}, \\ H_1 &= a^2 \cdot (r_5 - r_4)^2 \cdot r_3^2 \cdot r_5^2, \quad H_2 = a^2 \cdot (r_5 - r_4) \cdot r_3^2 \cdot r_4 \cdot r_5, \\ H_3 &= a^2 \cdot r_1^6 \cdot r_3^2 \cdot r_4^2, \quad H_4 = (r_5 - r_4) \cdot k_5 \cdot r_3^2 \cdot r_4 \cdot r_5^3, \\ H_5 &= \left[\left((r_5 - r_4) \cdot k_5 + b \cdot r_3 \right) - b \cdot r_3 \cdot r_4 \cdot r_5 \right] \cdot k_5 \cdot r_3 \cdot r_4 \cdot r_5^2, \\ H_6 &= a \cdot (b + a \cdot T_{ext}) \cdot k_5 \cdot r_3^2 \cdot r_4^2, \quad H_7 = (b + a \cdot T_{ext})^2 \cdot k_5^2 \cdot r_3^2 \cdot r_4^2 \\ H_0 &= 3 \cdot (H_1 \cdot h^2 \cdot r_1^6 + 2 \cdot H_2 \cdot h \cdot r_1^6 + H_3) \cdot \rho^2 + \\ &+ 18 \cdot (h \cdot (H_4 \cdot a \cdot T_{ext} + H_5) \cdot a + H_6 \cdot r_5^3) \cdot h \cdot r_1^3 \cdot \rho + 27 \cdot H_7 \cdot h^2 \cdot k_5^4, \\ H_8 &= \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{1}{k_1} + \frac{2}{k_2} \right), \quad H_9 = \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{1}{k_3} - \frac{1}{k_2} \right). \end{aligned} \quad (19)$$

Графики и анализ решений в нелинейной модели

В результате для температурного поля в нелинейной модели получаем аналитические решения, представляющие собой кусочно-гладкие функции, описывающие зависимость температуры от радиальной координаты r вида (12) с коэффициентами, определяемыми формулами (15) и (19) для первой и третьей краевых задач соответственно.

Проанализируем полученные точные аналитические решения для нелинейной модели для тех же условий, что и в линейной модели, и построим графики (рис. 5–6) температурного поля в безразмерных переменных, определенных ранее. Модельную

Таблица 3

Набор значений параметров a и b

Номер значения параметра	1	2	3	4
Параметр a , Вт/(м·град ²)	$a_1 = -0.005$	$a_2 = -0.0025$	$a_3 = 0.005$	$a_4 = 0.0025$
Параметр b , Вт/(м·град)	$b_1 = 0.5890$	$b_2 = 0.6895$	$b_3 = 0.3895$	$b_4 = 0.2895$

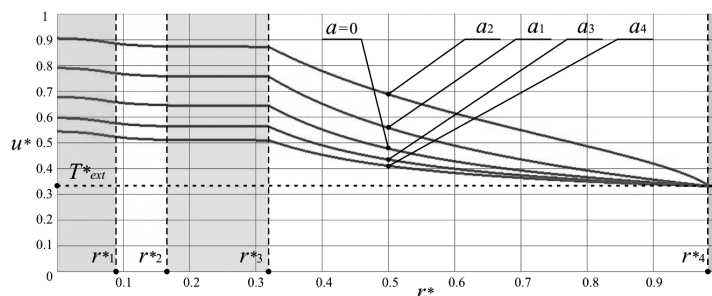


Рис. 5. Температурное поле для разных модельных зависимостей k_4 от температуры (нелинейная модель, первая краевая задача)

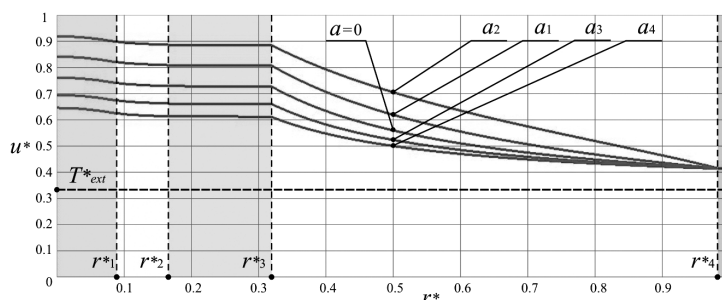


Рис. 6. Температурное поле для разных модельных зависимостей k_4 от температуры (нелинейная модель, третья краевая задача)

зависимость коэффициента теплопроводности k_4 от температуры рассмотрим для набора значений параметров a и b (табл. 3).

Значения a и b подбирались так, чтобы значение k_4 в середине температурного диапазона соответствовало значению, использованному в [2] и линейной модели.

1. Первая краевая задача. Температурное поле определяется значением T_{ext} на его внешней поверхности. На рис. 5 представлено поле $u(r)$ для четырех значений параметров a и b (на графиках отмечены только a) при $T_{ext} = 60^\circ\text{C}$ (центральные линии на графиках соответствует линейной модели, $T^*_{ext} = T_{ext}/180^\circ\text{C}$).

2. Третья краевая задача. Температурное поле определяется значением T_{ext} внешней среды и коэффициентом теплообмена h . На рис. 6 представлено поле $u(r)$ для четырех значений параметров a и b (на графиках отмечены только a) при $T_{ext} = 60^\circ\text{C}$.

Анализируя поведение решений для температурных полей в рамках нелинейной модели, сделаем следующие выводы:

1. Результаты решения первой и третьей краевых задач в нелинейной модели показывают, что учет зависимости коэффициента теплопроводности k_4 от температуры значительно изменяет температурное поле устройства: увеличивает при убывании коэффициента теплопроводности с ростом температуры (отрицательные значения параметра a) и уменьшает при возрастании коэффициента теплопроводности с ростом температуры (положительные значения параметра a).

2. Этот эффект имеет место в нелинейной модели и для первой, и для третьей краевых задач.

3. Наличие этого эффекта (в частности, при возрастании коэффициента теплопроводности с ростом температуры) означает необходимость изменения температурных условий содержания такого объекта в стационарных условиях. Особенно сильно проявление такого эффекта для состояний, при которых перепады температуры в IV области достигают сотен градусов.

В заключение отметим, что результаты представленного в работе модельного анализа температурных распределений (особенно при реализации условий теплообмена на его внешней поверхности) показывают, что следовало бы учесть изменения коэффициентов теплопроводности и для остальных областей, поскольку для всех материалов, из которых оно состоит, коэффициенты теплопроводности растут с увеличением температуры. Отчасти полученные точные решения позволяют это учесть (соответствующим выбором значений), если размеры этих областей невелики; в противном случае необходимо рассматривать более сложные модели, учитывающие все особенности процесса теплопроводности во всех оболочках.

Для получения аналитических решений и их графической визуализации был написан комплекс программ в среде прикладного математического пакета MAPLE.

Автор выражает благодарность д.т.н. В.В. Артисюку за обсуждения результатов и д.т.н. Ю.С. Юрьеву за полезные замечания.

Литература

1. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 360 с.
2. Kessler G. et al. Direct Disposal Versus Multiple Recycling of Plutonium/in Proceedings of the International Conference and Technology Exposition on Future Nuclear Systems: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options: Global'93, Seattle, Washington, 1993. - P. 277 & 280.
3. Kessler G. Analysis for a Future Proliferation Resistant Plutonium, Atomwirtschaft, 2006, 51.
4. Засов А.В., Постнов К.А. Общая астрофизика. – Фрязино: Век-2, 2006. – 496 с.
5. Тихоненко А.В. Векторный анализ в прикладных математических пакетах. – Обнинск: ИАТЭ, 2006. – 80 с.
6. Тихонов А. Н., Самарский А. А. Уравнения математической физики. – М.: Изд-во МГУ, 1999. – 799 с.
7. Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 593 с.

Поступила в редакцию 5.02.2007

УДК 621.181

ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ИНТЕНСИФИКАЦИИ ТЕПЛООБМЕНА НА МОДЕЛЯХ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ, ОБОГРЕВАЕМЫХ ЖИДКИМИ МЕТАЛЛАМИ

В.В. Худаско*, Н.С. Грачев**

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

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



Представлены исследования по интенсификации теплообмена на моделях парогенераторов, обогреваемых жидкими металлами при давлении 3,6–13,7 МПа и массовой скорости пароводяного потока 27–1000 кг/(м²с). Оребрение приводит к интенсификации теплообмена. Трубы с внутренними винтовыми ребрами позволяют существенно, в ряде случаев почти в два раза, сократить поверхность испарительной части парогенератора.

ВВЕДЕНИЕ

Парогенераторы современных АЭС являются достаточно дорогими и сложными техническими устройствами. Основными требованиями, которым должны удовлетворять парогенераторы, являются максимальная надежность, экономичность, длительная работоспособность и ремонтоспособность.

Надежность и эффективность парогенераторов определяется многими факторами: конструктивной схемой, параметрами теплоносителей и особенностями режимов эксплуатации. Надежность парогенераторов в значительной мере определяет надежность всей энергетической установки в целом. Для парогенераторов с обогревом жидкими металлами характерны высокие тепловые нагрузки, которые в зоне развитого кипения достигают 1 МВт/м² и более. При этом возможно возникновение кризиса теплообмена, т.е. режима, в котором теплопередающая поверхность охлаждается преимущественно паром. Если критические паросодержания $x_{кр}$ достаточно сильно отличаются от единицы, то размеры парогенераторов в значительной мере будут определяться интенсивностью теплообмена в закритической области. Интенсифицируя теплообмен, можно сократить теплопередающую поверхность парогенератора. Кроме того, интенсификация теплообмена позволяет существенно снизить термодинамическую неравновесность пароводяного потока на выходе из испарительной зоны парогенератора.

Ниже представлены результаты двух экспериментальных исследований, проведенных авторами на моделях парогенераторов, обогреваемых жидкими металлами.

ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ИНТЕНСИФИКАЦИИ ТЕПЛООБМЕНА НА МОДЕЛИ ПАРОГЕНЕРАТОРА, ОБОГРЕВАЕМОГО ЖИДКИМ НАТРИЕМ

Первые экспериментальные исследования теплообмена проводились в парогенерирующей трубе с внутренними винтовыми ребрами, на однетрубной модели, обогреваемой жидким натрием [1]. Модель представляет собой теплообменник типа «труба в трубе», в котором по внутренней трубке снизу вверх прокачивается вода или пароводяная смесь, а по кольцевому зазору сверху вниз движется натрий. Теплопередающая трубка длиной – 5 м и диаметром $\varnothing 13,1 \times 1,725$ мм выполнена из нержавеющей стали X18H10T с внутренними винтовыми ребрами. Высота ребер 1 мм, ширина – 0,9 мм, число ребер – три, шаг закрутки (полный оборот) – 200 мм. Корпус модели парогенератора выполнен из трубки диаметром $\varnothing 40 \times 5$ мм из стали X18H10T. Опыты проводились при давлениях 7–14 МПа и массовых скоростях воды 350–1000 кг/м²с.

На основании измеренных температур теплопередающей стенки натрия по длине парогенератора рассчитывались распределения температуры в натрии, теплопередающей стенке, удельные тепловые потоки, паросодержания и коэффициенты теплообмена. При этом для определения профиля скорости и коэффициентов турбулентной вязкости натрия, рассматривались уравнения движения, неразрывности и турбулентной энергии для кольцевого канала в приближении пограничного слоя:

$$\begin{aligned} u_z \frac{\partial u_z}{\partial z} + u_r \frac{\partial u_z}{\partial r} + \frac{\partial p}{\partial z} = g + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} r(v + v_{rr}) \frac{\partial u_z}{\partial r}; \\ r \frac{\partial u_z}{\partial z} + \frac{\partial r u_r}{\partial r} = 0; \end{aligned} \quad (1)$$

$$u_z \frac{\partial E}{\partial z} + u_r \frac{\partial E}{\partial r} + \frac{v_r}{v} \left(\frac{\partial u_z}{\partial r} \right)^2 = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} r(v + C_v v_{rr}) \frac{\partial E}{\partial r} - C_1 \frac{E^{3/2}}{L} - C_2 v \frac{E}{L^2},$$

где u_z , u_r – продольная и радиальная скорости натрия, p – давление, g – ускорение свободного падения, v и v_{rr} – молекулярная и турбулентная вязкость, E – турбулентная энергия, L – масштаб турбулентности, $C_v = 0,9$, $C_1 = 0,32$ и $C_2 = 0,316 - 0,216\tau/\tau_0$, τ и τ_0 – касательное напряжение в потоке и на стенке.

Граничные условия для уравнений (1) использовались в виде

$$u_z \Big|_{z=0} = u_{cp}; \quad u_z \Big|_{r=r_1} = 0; \quad u_r \Big|_{r=r_1} = 0; \quad E \Big|_{z=0} = E_0; \quad E \Big|_{r=r_1} = 0. \quad (2)$$

За масштаб турбулентности бралась длина пути перемешивания:

$$L/r_i = 0,14 - 0,08(r/r_i)^2 - 0,06(r/r_i)^4, \quad (3)$$

где r_i – расстояние от стенки до линии максимальной скорости.

Выражение для коэффициента турбулентной вязкости аппроксимировалось выражением [2]

$$\frac{v_{rr}}{v} = \begin{cases} 0,0452 \text{Re}_T^{1,5} & \text{при } \text{Re}_T \leq 15, \\ 0,475 \text{Re}_T - 4,5 & \text{при } \text{Re}_T > 15, \end{cases} \quad (4)$$

где $\text{Re}_T = \frac{L\sqrt{E}}{v}$ – число турбулентности Рейнольдса.

Система (1) с граничными условиями (2) аппроксимировались неявной конечно-разностной схемой и решалась методом прогонки. Сравнение стабилизированных коэффициентов турбулентной вязкости, рассчитанных авторами, с эксперименталь-

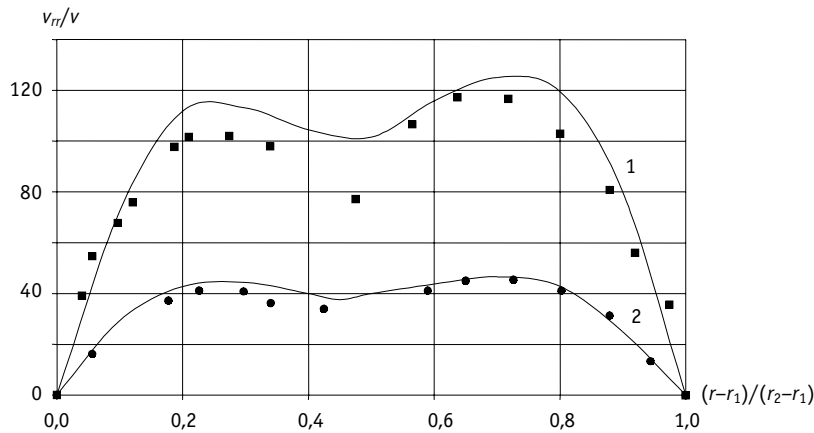


Рис. 1. Зависимость v_{rr}/v от $(r-r_1)/(r_2-r_1)$ при $\theta = 0,56$: — расчет автора (1 – $Re = 115400$, 2 – $Re = 40600$); ■ и ● – экспериментальные данные [3] (■ – $Re = 115400$, ● – $Re = 40600$)

ными данными работы [3], представлены на рис. 1, из которого видно, что наблюдается хорошее согласие между расчетом и экспериментальными данными [3].

Для расчета температурных полей и тепловых потоков использовалось уравнение переноса тепла в натрии с граничными условиями в виде:

$$u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_r \frac{\partial T}{\partial r} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r(a+a_r) \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{\partial}{\partial x} (a+a_x) \frac{\partial T}{\partial x}; \quad (5)$$

$$T|_{z=0} = T_{вх}, \quad T|_{z=l} = T_{выб}, \quad T|_{r=r_1} - B \frac{\partial T}{\partial r}|_{r=r_1} = T_{ст}(z), \quad \frac{\partial T}{\partial r}|_{r=r_2} = 0, \quad (6)$$

где l – обогреваемая длина парогенератора, $B = \frac{\lambda \delta}{\lambda_{ст}}$ – коэффициент, связанный с измерением температуры в теплопередающей стенке, λ и $\lambda_{ст}$ – коэффициенты теплопроводности натрия и стенки, δ – глубина заделки термопар, $T_{ст}$ – температура в теплопередающей стенке.

Коэффициенты турбулентной теплопроводности в радиальном и в продольном направлениях выражаются через молекулярное и турбулентное число Прандтля и турбулентную вязкость:

$$\frac{a_r}{a} = \frac{Pr}{Pr_r} \frac{v_{rr}}{v}; \quad \frac{a_z}{a} = \frac{a_r}{a} \frac{a_z}{a_r} = \frac{Pr}{Pr_r} \frac{v_{rr}}{v} \frac{a_z}{a_r}, \quad (7)$$

где $Pr_r = \frac{0,69 \frac{U_0}{U}}{\left[1 - \exp(-0,62 \cdot 10^{-4} Re Pr^{1/3}) \right]}$, согласно [4].

По методике [5] рассчитывались интенсивности пульсаций скорости в различных направлениях и по соотношению [6] определялись коэффициенты турбулентной теплопроводности a_z :

$$\frac{a_z}{a_r} = 0,8 \frac{\overline{u'_z u'_z}^3}{\overline{u'_r u'_r}^3}. \quad (8)$$

Система уравнений (5) и (6) аппроксимировалась неявными конечно-разностными уравнениями и решалась методом неполной факторизации и параболической прогонки [7].

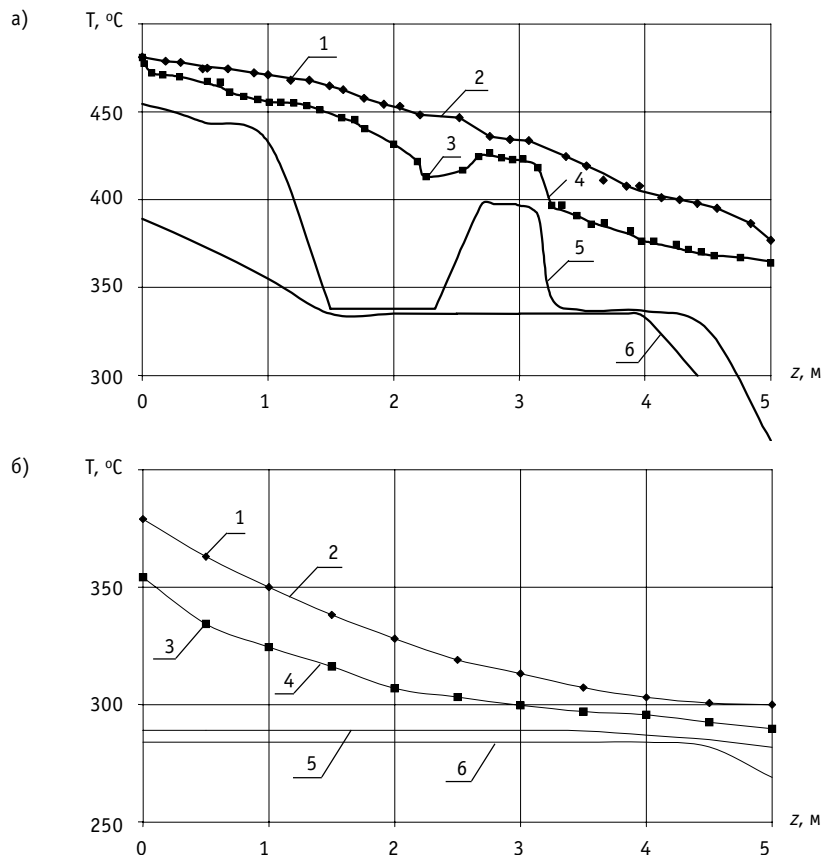


Рис. 2. Распределение температур по длине модели парогенератора: а) $p=13,7$ МПа, $G_{Na}=0,65$ кг/с, $\rho W=500$ кг/(m^2c); б) $p=6,87$ МПа, $G_{Na}=0,665$ кг/с, $\rho W=700$ кг/(m^2c); 1 и 2 – температура на адиабатной стенке эксперимент и расчет; 3 и 4 – температура на теплопередающей стенке эксперимент и аппроксимация опытных данных; 5 – температура внутренней теплопередающей стенки; 6 – температура пароводяного потока

Распределения температур по длине модели парогенератора приведены для двух режимов на рис 2. В режиме с кризисом теплообмена а) наблюдается волнообразное изменение температуры теплопередающей стенки и существуют две области кипения пароводяной смеси. В режиме б) отсутствует кризис теплообмена и происходит плавное изменение температуры теплопередающей стенки.

Распределение плотности тепловых потоков и паросодержаний по длине модели парогенератора представлено на рис. 3. Для режима 1 экономайзерная зона расположена между координатами z от 5 до 3,8 м. Кипение происходит при изменении координаты z от 3,8 – 3,25 м, в точке $z = 3,25$ м тепловой поток достигает максимального значения $q_{кр}=1,03$ МВт/ m^2 $x_{кр}=0,4$. От координаты $z = 3,25$ м до координаты $z = 3,15$ м происходит уменьшение плотности теплового потока от 1,03 до 0,35 МВт/ m^2 . Закризисная зона имеет протяженность 0,45 м от координаты $z = 2,7$ до $z = 3,15$ м. Здесь тепловой поток приблизительно в 2 раза выше, чем для гладких труб. Это, по-видимому, связано с орошением стенки каплями жидкости. Дальнейшее монотонное увеличение плотности теплового потока от координаты $z = 2,7$ м до координаты $z = 2,33$ м связано с орошением стенки каплями жидкости. При этом увеличение плотности теплового потока происходит от значения 0,35 до 1,03 МВт/ m^2 , паросодержание увеличивается до значения $x=0,65$. После этого тепловой поток монотонно уменьшается до значения 0,26 МВт/ m^2 .

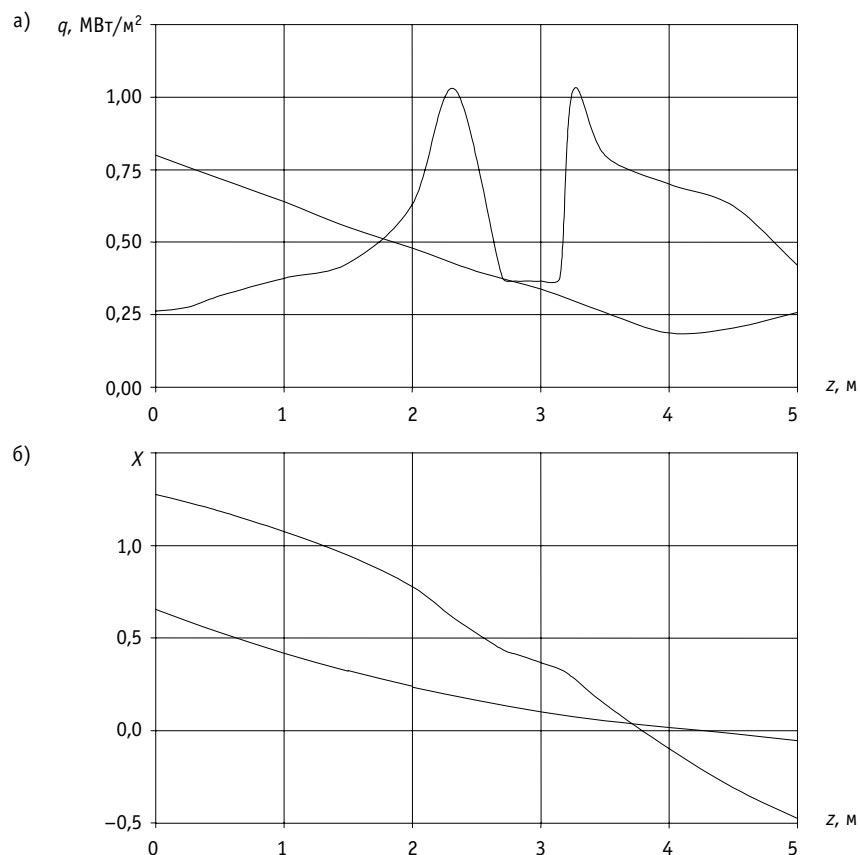


Рис. 3. Распределение а) плотности тепловых потоков и б) паросодержания по длине модели парогенератора: 1 – $p=13,7$ МПа, $G_{Na}=0,65$ кг/с, $\rho W=500$ кг/(м²с); 2 – $p=6,87$ МПа, $G_{Na}=0,665$ кг/с, $\rho W=700$ кг/(м²с)

Для режима 2 (см. рис. 3) экономайзерная зона расположена между координатами z от 5 до 4,29 м, при этом тепловой поток уменьшается от 0,26 до 0,2 МВт/м². Кипение происходит при изменении координаты z от 4,29 до 0 м, при этом тепловой поток увеличивается от 0,2 до 0,8 МВт/м².

При давлении 6,9 МПа и массовых скоростях пароводяного потока от 350 до 700 кг/(м²с) наблюдался кризис теплообмена и волнообразное изменение температуры теплопередающей стенки. В опытах с массовой скоростью пароводяного потока 1000 кг/(м²с) не наблюдался кризис теплообмена при изменении паросодержания от – 0,054 до 0,864 и происходило плавное изменение температуры теплопередающей стенки.

При давлении 9,9 МПа и массовых скоростях пароводяного потока от 350 до 1000 кг/(м²с) наблюдался кризис теплообмена и волнообразное изменение температуры теплопередающей стенки.

При давлении 13,7 МПа и массовых скоростях пароводяного потока от 350 до 500 кг/(м²с) наблюдался кризис теплообмена и волнообразное изменение температуры теплопередающей стенки. В опытах с массовой скоростью пароводяного потока 700–1000 кг/(м²с) не наблюдался кризис теплообмена при изменении паросодержания от –0,447 до 0,99 и происходило плавное изменение температуры теплопередающей стенки.

Таблица 1

Экспериментальные данные на оребренной модели по $q_{кр}$ и $x_{кр}$

$P = 6,9$ МПа			$P = 13,7$ МПа		
ρW , кг/м ² с	$q_{кр}$, МВт/м ²	$x_{кр}$	ρW , кг/м ² с	$q_{кр}$, МВт/м ²	$x_{кр}$
350	0,69	0,95	350	0,55	0,924
350	0,82	0,934	350	0,64	0,847
350	1,02	0,98	350	0,74	0,667
350	1,17	0,895	350	0,89	0,6
505	0,88	0,918	350	0,99	0,43
505	1,15	0,939	350	1,14	0,423
508	1,32	0,92	350	0,57	0,826
505	1,06	0,981	350	0,72	0,88
705	1,25	0,9	344	0,81	0,839
705	1,34	0,9	344	1,06	0,35
705	1,39	0,823	344	0,95	0,334
$P = 9,8$ МПа			502	0,68	0,784
350	0,64	0,995	508	0,71	0,773
344	0,78	0,983	505	0,77	0,978
356	0,93	0,995	508	0,84	0,4
350	1,03	0,816	508	0,95	0,316
350	1,18	0,764	493	1,03	0,357
505	0,97	0,97	500	0,95	0,467
505	0,995	0,83	505	0,82	0,499
505	1,22	0,917	500	0,88	0,428
505	1,38	0,882	502	0,96	0,349
705	1,02	0,89			
705	1,1	0,895			
702	1,29	0,882			
1010	1,38	0,82			
1010	1,52	0,893			
1010	1,6	0,85			

В табл. 1 приведены экспериментальные данные по кризису теплообмена в оребренной трубе. Следует отметить, что до паросодержаний $x=0,9$ кризис второго рода не наблюдался.

С помощью микротермопар, расположенных на расстоянии 170 мм от выхода парогенератора с оребренной трубой, при $x>1$ влага в перегретом паре не обнаруживалась. Гидравлическое сопротивление парогенератора с оребренной трубой в исследованном диапазоне изменения параметров при длине трубы 5 м не превышало 0,15 МПа.

В целом оребрение приводит к интенсификации теплообмена в зонах кипения, закризисной и экономайзерной.

ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ИНТЕНСИФИКАЦИИ ТЕПЛОБМЕНА НА МОДЕЛИ ПАРОГЕНЕРАТОРА, ОБОГРЕВАЕМОГО СПЛАВОМ СВИНЕЦ-ВИСМУТ

Вторые экспериментальные исследования проводились на однотрубной и семитрубной моделях парогенераторов обогреваемых сплавом свинец-висмут с теплопередающими трубками из стали 1X18H10T внутренним диаметром 10 мм, длина теплообменных трубок 2,1 мм. Внутри теплопередающих трубок вставлялись гладкие стержни – вытеснители Ø8 мм и вытеснители с проволочной навивкой Ж0,8 мм, число заходов 4, шаг закрутки навивки 64, 112, 196 и 500 мм.

Диапазон исследованных параметров: давление 3,63 ÷ 8,23 МПа, массовая скорость воды 27 ÷ 640 кг/(м²с), расход сплава свинец-висмут 0,40 ÷ 0,67 м³/ч (в пересчете на одну трубку), температура сплава на входе 320 ÷ 513°C, паросодержание на выходе 1,1 ÷ 1,4, температура воды на входе 150 ÷ 513°C. Вода прокачивалась внутри кольцевых зазоров между вытеснителями и теплопередающей стенкой снизу вверх, сплав в кольцевом зазоре или межтрубном пространстве моделей сверху вниз.

На рис. 4 представлена зависимость перегретого пара на выходе из модели парогенератора от входной температуры сплава для всех испытанных завихрителей. Перегрев пара возрастает с ростом температуры сплава на входе в модель и с уменьшением шага закрутки завихрителя. Однако значения перегрева пара при завихрителях с шагом 64 и 112 мм при температуре сплава на входе в модель от 480 до 500°C уже близки между собой. Уменьшение шага закрутки завихрителя менее 64 мм, по-видимому, уже нецелесообразно. При шаге закрутки завихрителя 64 мм перегрев пара на 100°C выше по сравнению с гладким вытеснителем; гидравлическое сопротивление канала увеличивается на 0,13 МПа. При шаге закрутки 500 мм перегрев пара на 48°C выше по сравнению с гладким вытеснителем; гидравлическое сопротивление канала увеличивается при этом с 0,5 до 0,1 МПа. При массовых скоростях воды $\rho W \geq 500$ кг/(м²с) в каналах с завихрителями 64, 112 и 196 мм кризис теплообмена не наблюдался.

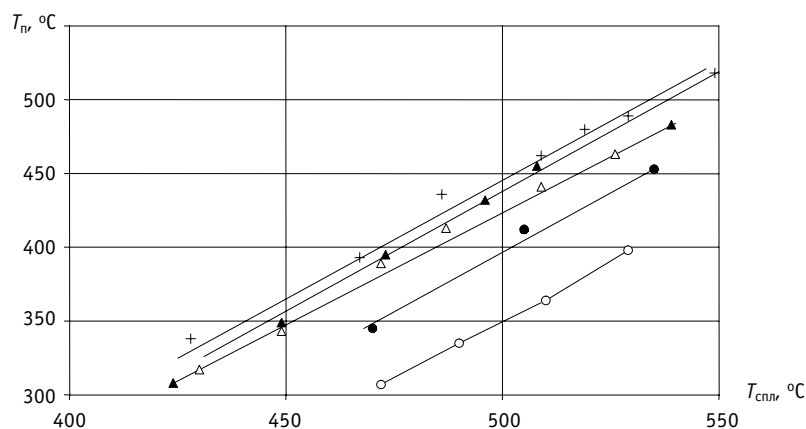


Рис. 4. Зависимость температуры пара на выходе из модели парогенератора от температуры входа сплава при: $G_w=0,0156$ кг/с, $G_{сплв}=1,67 \cdot 10^{-4}$ м³/с, $P=8,23$ МПа; S мм: + – 64; – – 112; – – 196; ▲ – 500; △ ● – гладкий вытеснитель

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Оребрение приводит к интенсификации теплообмена в зонах кипения, закризисной и экономайзерной. С ростом массовой скорости и давления эффективность оребрения возрастает. При давлении 14 МПа и массовой скорости пароводяного потока 700 кг/(м²с) и выше кризис теплоотдачи вырождается. Трубы с внутренними винтовыми ребрами позволяют существенно, в ряде случаев почти в два раза, сократить поверхность испарительной части парогенератора.

Для проектирования парогенераторов АЭС с реакторами на быстрых нейтронах нового поколения авторы предлагают использовать теплопередающие трубки с внутренними винтовыми ребрами или с микрошероховатостью, которые позволяют исключить кризис теплообмена, ухудшенный теплообмен, вынос влаги при $x > 1$ из испарительных модулей и уменьшить длину парогенерирующих труб приблизительно в два раза.

Литература

1. Грачев Н.С., Кириллов П.Л., Прохорова В.А. Экспериментальное исследование теплообмена в парогенерирующей трубке с внутренним оребрением// АН СССР ТВТ. – 1976. – Т. XV. – № 6. – С. 1234-1240.
2. Худаско В.В., Гинкин В.П., Дорошенко В.А., Зинина Г.А. Методика трехмерного теплогидравлического расчета парогенераторов АЭС/ Тезисы доклада на Минском международном форуме по тепломассообмену (Минск, 24–27.05.1988). – С. 126 – 127.
3. Jonson V.M., Sparrow E.M. Turbulent diffusivity for momentum transfer in concentric annuli// Trans. ASME. – 1966. – Ser. D. – Vol. 88. – N 2. – P. 550.
4. Ибрагимов М.Х., Субботин В.И., Бобков В.П., Сабелев Г.И., Таранов Г.С. Структура турбулентного потока и механизм теплообмена в каналах. – М.: Атомиздат, 1978. – 296 с.
5. Худаско В.В., Гориченко В.А. Расчет турбулентных осесимметричных течений с использованием системы уравнений для вторых моментов/ В сб. научных трудов ИАТЭ «Моделирование теплогидравлических процессов для обоснования безопасной эксплуатации ЯЭУ». – Обнинск, 1989. – С. 41 – 47.
6. Галин Н.М. Исследование турбулентного теплообмена в трубах при сложных граничных условиях/ Докторская диссертация. – М.: МЭИ, 1981. – 262 с.
7. Гинкин В.П. Об одном варианте метода параболических прогонок для решения двумерных уравнений эллиптического типа/ Препринт ФЭИ-1306. – 1982. – 14с.

Поступила в редакцию 14.02.2007

РАДИАЦИОННАЯ СТОЙКОСТЬ ПЛЕНОК БУТИЛАКРИЛАТНЫХ КАУЧУКОВ

М.А. Тулешова*, В.К. Милинчук**

* *Филиал НИФХИ им. Л. Я. Карпова, г. Обнинск*

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



Исследованы радиационно-химические изменения поверхностных, физико-химических свойств пленок бутилакрилатных каучуков (БАК) при γ -облучении на воздухе при комнатной температуре Преобладающим радиационно-химическим процессом в пленках из латекса БАК 2Э является радиационное сшивание, в пленках из латексов БАК Р и БАК Ш – радиационная деструкция: отношения выходов деструкции и сшивания $G_{\text{д}}/G_{\text{с}}$ составляют для пленок из латекса БАК 2Э 0.57, БАК Р-1.15 и БАК Ш – 1.06 При облучении дозами до 1 МГр у пленок из БАК Ш поверхностная энергия увеличивается с 32 до 62 мДж/м², а у пленок из БАК 2Э и БАК Р – практически не изменяется. При облучении дозой 1 МГр работа адгезии к металлическим и органическим подложкам у пленок БАК 2Э, БАК Р не изменяется и лежит в интервале 65- 94 мДж/м², у пленок БАК Ш увеличивается в 1.4 раза; работа когезии пленок из латексов БАК 2Э, БАК Р не изменяется (~80 мДж/м²), у пленок БАК Ш увеличивается почти в 2 раза и достигает ~124 мДж/м². Величина дисперсионной компоненты поверхностной энергии в пленках из латекса БАК Ш снижается почти в 30 раз, в то время как в БАК 2Э примерно в 4 раза, а в БАК Р остается без изменения. Основной вклад в величину поверхностной энергии, работы адгезии и когезии вносит полярная компонента поверхностной энергии. При облучении максимальное увеличение поверхностной энергии происходит за счет увеличения полярной компоненты – у БАК Ш примерно на 30%, у БАК 2Э – на ~20%. Радиационно-индуцированные изменения поверхностных свойств пленок носят экстремальный характер с максимумом при ~0.05 МГр и минимумом при ~0.3 МГр. Полимерные пленки из БАК 2Э и БАК Р обладают удовлетворительной радиационной стойкостью до дозы ~1 МГр, а пленки из латекса БАК Ш – только до дозы ~0.05 МГр.

ВВЕДЕНИЕ

В [1, 2] была показана перспективность использования полимерных пленок, сформированных из водоразбавляемых латексов бутилакрилатного каучука (БАК), в качестве эффективных легкоосъемных дезактивирующих и защитных покрытий для оборудования и поверхностей АЭС. При проведении дезактивационных работ на АЭС полимерные покрытия подвергаются действию ионизирующих излучений. Поэтому немаловажным является изучение радиационно-индуцированных изменений структуры и свойств пленок БАК для оценки их радиационной стойкости при использова-

нии в качестве дезактивирующих материалов [3, 4]. С этой целью мы исследовали радиационно-химические процессы, протекающие в пленках БАК в реальных условиях эксплуатации при облучении на воздухе при комнатной температуре, а также изменения их поверхностных свойств – поверхностной энергии, работы когезии и адгезии к металлическим и органическим твердым поверхностям.

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

В качестве объекта исследования были взяты образцы водоразбавляемых латексов, которые синтезируются и производятся в промышленных объемах в филиале НИФХИ им. Л.Я. Карпова (г. Обнинск).

В работе исследовались полимерные пленки, сформированные из бутилакрилатных латексов (БАК), представляющих собой статистические сополимеры бутилакрилата (БА) (~50%), акрилонитрила (АН) (~5–45%) и метакриловой кислоты (МАК) (~2–5%), полученных методом эмульсионной сополимеризации мономеров и радиационного сшивания полимера в латексной форме. Объектами исследований служили пленки из латексов трех типов: БАК 2Э (состав: бутилакрилат (БА) /акрилонитрил (АН)/метакриловая кислота (МАК) = 73.2/24.4/2.4% с массовой долей сухого вещества 40% и минимальной температурой пленкообразования (МТП) 5°C), БАК Ш (состав: БА/АН/МАК = 92.9/4.6/2.5% с массовой долей сухого вещества 48% и МТП 0°C), БАК Р (состав: БА/АН/МАК = 65.5/28.0/2.6% с массовой долей сухого вещества 40% и МТП (15-20)°C). Полимерные пленки формировали в чашках Петри методом налива латекса при комнатной температуре толщиной от 100 до 500 мкм. Пленки БАК облучали на γ -установке источника ^{60}Co в на воздухе при 300 К, мощности поглощенных доз составляли от 0.7 до 2 Гр/с, поглощенные дозы – 0.05; 0.1; 0.3; 0.5 и 1 МГр.

Индекс набухания и содержание гель-фракции полимера определяли по методикам согласно [5]. Золь-фракцию S определяли по формуле

$$S = 1 - \Gamma, \quad (1)$$

где S и Γ – золь- и гель-фракции полимера соответственно.

Радиационно-химический выход сшивания G_c и деструкции G_d определяли с помощью уравнения Чарльзби-Пиннера

$$S + \sqrt{S} = \frac{5,0 \cdot 10^5 N_A}{\bar{M}_{n_0} G_c D} + \frac{G_d}{G_c}, \quad (2)$$

где S – золь-фракция; N_A – число Авогадро; \bar{M}_{n_0} – среднечисленная молекулярная масса исходного полимера; D – величина поглощенной дозы. Отношение G_d/G_c определяли из зависимости $S + \sqrt{S}$ от величины $1/D$ как отрезок прямой, отсекаемой на ординате при $D \rightarrow \infty$. Методики определения поверхностной энергии, работы когезии и адгезии латексных пленок описаны в [6].

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

На рис. 1 приведена зависимость индекса набухания полимерных пленок бутилакрилатных латексов БАК в толуоле от величины дозы. Видно, что все исходные пленки обладают высоким индексом набухания, обусловленного незначительным первоначальным сшиванием полимерных цепей в процессе эмульсионной полимеризации и последующим радиационным сшиванием полимеров в латексной форме. Индекс набухания пленок зависит от дозы облучения: при дозе 0.05 МГр у пленок из латексов БАК Ш и БАК 2Э индекс набухания уменьшается в ~ 2.6, а у БАК Р – в 1.3 раза. При дальнейшем облучении индексы набухания медленно уменьшаются, и при дозе 1 МГр их величины в 5 – 8 раз меньше исходных. Обнаруженная зависимость индекса на-

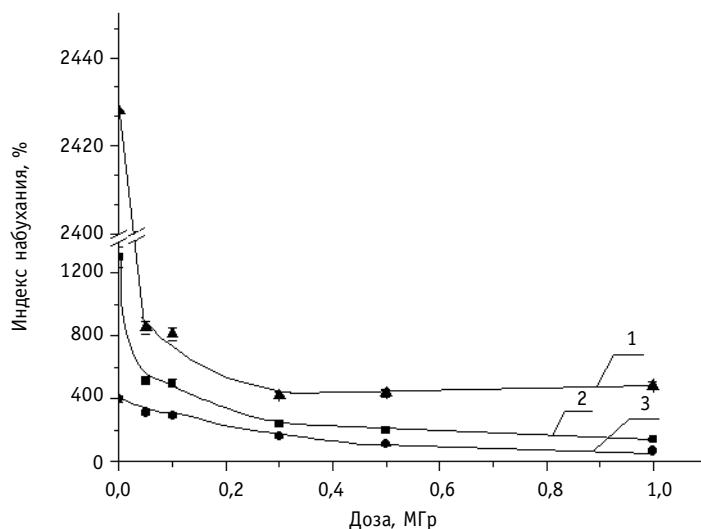


Рис. 1. Зависимость индекса набухания полимерных пленок из бутилакрилатных латексов от величины дозы: 1 – БАК Ш, 2 – БАК 2Э, 3 – БАК Р (γ -облучение на воздухе при 300 К)

бухания от дозы свидетельствует о радиационном сшивании полимеров.

Содержание гель-фракции в полимерах носит сложный характер в зависимости от величины дозы – в БАК Р наблюдается минимум при дозе ~ 0.05 МГр и максимум при ~ 0.1 МГр (кривая 1); в БАК 2Э наблюдается минимум при дозе ~ 0.05 МГр, а максимум лежит при ~ 0.5 МГр (рис. 2, кривая 2). Как видно на рис. 2, кривая 3, у БАК Ш содержание гель-фракции незначительно уменьшается при дозе 0.05 МГр и при дальнейшем облучении практически остается без изменения. Отношения выходов деструкции и сшивания G_d/G_c составляют для пленок из латекса БАК 2Э 0.57, БАК Р-1.15 и БАК Ш – 1.06. Из этих данных следует, что преобладающим радиационно-химическим процессом в пленке, сформированной из латекса БАК 2Э, является радиационное сшивание, тогда как в пленках из латексов БАК Р и БАК Ш преобладает радиационная деструкция.

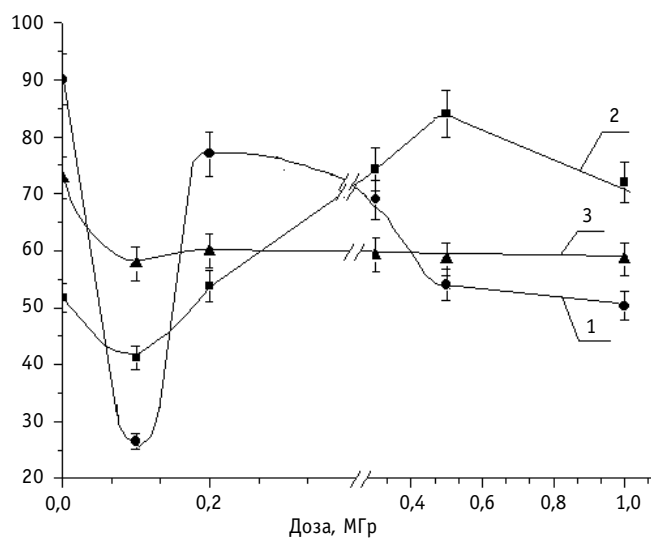


Рис. 2. Зависимость содержания гель-фракции полимерных пленок из бутилакрилатных латексов от величины дозы: 1 – БАК Р, 2 – БАК 2Э, 3 – БАК Ш (γ -облучение на воздухе при 300 К)

Таблица 1

Изменение поверхностной энергии полимерных пленок, сформированных из бутилакрилатных латексов, ее полярной и дисперсионной составляющей в зависимости от величины дозы

Доза, МГр	БАК 2Э			БАК Р			БАК Ш		
	γ_{tr} , мДж/м ²	γ_{tr}^p , мДж/м ²	γ_{tr}^d , мДж/м ²	γ_{tr} , мДж/м ²	γ_{tr}^p , мДж/м ²	γ_{tr}^d , мДж/м ²	γ_{tr} , мДж/м ²	γ_{tr}^p , мДж/м ²	γ_{tr}^d , мДж/м ²
0	38.8	29.4	9.4	42.9	30.8	12.1	32.0	22.2	9.8
0.05	48.0	33.8	14.2	43.5	25.7	17.7	97.01	46.61	50.40
0.1	42.1	12.9	29.2	40.1	26.7	13.3	77.79	30.81	46.98
0.3	35.7	34.7	0.9	27.7	14.3	13.4	30.4	12.9	17.5
0.5	37.6	36.0	12.3	34.6	25.1	9.5	41.5	39.6	1.9
1	39.7	37.2	2.5	36.3	24.4	11.9	62.1	61.5	0.6

Как видно из табл. 1, поверхностные энергии исходных латексных пленок лежат в интервале от 32 (БАК Ш) до 43 мДж/м² (БАК Р). В величину поверхностной энергии исходных пленок основной вклад вносит полярная компонента (70 – 75%), а вклад дисперсионной компоненты составляет 25–30%. В состав макромолекул этих латексов входят мономерные звенья бутилакрилата, акрилонитрила и метакриловой кислоты. Содержание последней компоненты одинаково во всех латексах и составляет 2.4–2.6%. Макромолекулы пленок латекса БАК Ш содержат наибольшее количество бутилакрилата (93%). Пленки из латекса БАК Р, содержащие в наибольшем количестве акрилонитрил (28%), обладают наибольшей поверхностной энергией. При получении латексов радиационно-химическим способом происходит частичное сшивание полимерных цепей. В наибольшей степени сшиты пленки латекса БАК Р – величина гель-фракции достигает 90%, у пленок латекса БАКШ – 74%, а у пленок латекса БАК 2Э – 53%.

При γ -облучении пленок на воздухе происходит изменение поверхностной энергии всех латексных пленок. Эти изменения сложным образом зависят как от величины поглощенной дозы, так и от химического строения макромолекул, первоначальной структуры пространственной сетки полимера.

Из табл. 1 видно, что в зависимости от дозы происходит чередование величин поверхностной энергии γ_{tr} , а именно, сначала при дозе 0.05 МГр значения величин поверхностных энергий γ_{tr} увеличиваются у пленок латекса БАК Ш в 3 раза, у пленок латекса БАК 2Э на 24%, а у пленок латекса БАК Р остаются без изменения. В интервале доз 0.1–0.5 МГр поверхностная энергия сначала снижается, а затем возрастает. Наибольшее снижение наблюдается при дозе 0.3 МГр. Так в пленках латекса БАК Ш при этой дозе поверхностная энергия снижается почти в 3.2 раза по сравнению с дозой 0.05 МГр, а затем при больших дозах увеличивается.

При дозе 1 МГр практически не изменяется поверхностная энергия у пленок БАК 2Э, на 15% уменьшается у пленок латекса БАК Р и в 2 раза увеличивается у пленок из латекса БАК Ш. Таким образом, при облучении на воздухе при этой дозе наибольшим радиационным изменениям подвергаются поверхностные свойства латекса БАК Ш, макромолекулы которых содержат наибольшее количество бутилакрилата. У пленок БАК 2Э практически не изменяется общая поверхностная энергия, но существенно изменяется соотношение между полярной и дисперсионной составляющей: вклад

полярной компоненты возрастает до 94% (с 75%), а вклад дисперсионной снижается с 25 до 6%. Наибольшим радиационным изменениям подвергаются поверхностные свойства пленок латекса БАК Ш: почти в 2 раза увеличивается поверхностная энергия, за которую ответственна только полярная компонента (99%) (вклад дисперсионной компоненты при облучении падает почти в 30 раз). Почти не изменяется соотношение между полярной и дисперсионной компонентами в практически полностью сшитых пленках латекса БАК Р. Таким образом, при облучении на воздухе наименьшим изменениям подвергаются поверхностные свойства пленок из латекса БАК Р, которые обладают наибольшей исходной поверхностной энергией – $\gamma_{\text{тг}} = 43$ мДж/м², незначительным (на 16%) снижением его величины при облучении и слабым (5%) изменением полярной и дисперсионной составляющих. Возможно, наибольшая радиационная стабильность у пленок из этого латекса обусловлена высоким содержанием акрилонитрила (28%), характеризующимся относительно невысоким выходом свободных радикалов ($G = 0.6$ радикалов/100 эВ, [7]).

В табл. 2 приведены работы когезии пленок латексов БАК и адгезии их к металлическим и органическим подложкам. Значения работы когезии и адгезии у необлученных пленок латексов БАК ЭЭ и БАК Р примерно одинаковы, примерно 30% они меньше у пленок латекса БАК Ш. Таким образом, видна корреляция между величинами поверхностной энергии и работами когезии и адгезии у исходных пленок из этих латексов. Это указывает на общность причин, определяющих исходные свойства пленок.

Таблица 2

Изменение работы когезии W_k и адгезии W_a полимерных пленок, сформированных из бутилакрилатных латексов, в зависимости от поглощенной дозы

БАК ЭЭ							
Доза, МГр	0	0.05	0.10	0.30	0.50	1.00	
W_k , мДж/м ²	77.6	96.0	84.2	71.4	75.2	79.4	
W_a , мДж/м ²	Сталь 3	76.2	85.4	79.5	73.1	75.0	77.1
	ПММА	80.0	89.2	83.3	76.9	78.8	80.9
	X18н10т	82.3	91.5	85.6	79.2	81.1	83.2
	Гетинакс	84.5	93.7	87.8	81.4	83.3	85.4
БАК Р							
Доза, МГр	0	0.05	0.10	0.30	0.50	1.00	
W_k , мДж/м ²	85.8	87.0	80.2	55.4	69.2	72.6	
W_a , мДж/м ²	Сталь 3	80.3	80.9	77.5	65.1	72.0	73.7
	ПММА	84.1	84.7	81.3	68.9	75.8	77.5
	X18н10т	86.4	87.0	83.6	71.2	78.1	79.8
	Гетинакс	88.6	89.2	85.8	73.4	80.3	82.0
БАК Ш							
Доза, МГр	0	0.05	0.10	0.30	0.50	1.00	
W_k , мДж/м ²	64.0	194.2	155.6	60.8	83.0	124.2	
W_a , мДж/м ²	Сталь 3	69.4	134.4	115.2	67.8	78.9	99.5
	ПММА	73.2	138.2	119.0	71.6	82.7	103.3
	X18н10т	75.5	140.5	121.3	73.9	85.0	105.6
	Гетинакс	77.7	142.7	123.5	76.1	87.2	107.8

При γ -облучении на воздухе характер изменения работы когезии и адгезии в зависимости от дозы примерно такой же, как и поверхностной энергии. Так при дозе 0.05 МГр у пленок БАК Ш работа когезии увеличивается в ~ 3 раза, работа адгезии ко всем подложкам – в ~ 2 раза. У остальных пленок работы когезии и адгезии пленок остаются почти без изменения. Как и поверхностные энергии, наименьшие значения имеют работы адгезии и когезии при дозе 0.3 МГр. При дальнейшем облучении они увеличиваются. При дозе 1 МГр работа когезии почти в 2 раза превышает первоначальное значение, а работа адгезии как к металлическим, так и органическим подложкам увеличивается примерно в 1.4 раза. Из сопоставления поведения поверхностной энергии, с одной стороны, работы когезии и адгезии, с другой, в зависимости от величины поглощенной дозы следует вывод о том, что в их основе лежат одни и те же радиационно-индуцированные превращения полимерных матриц.

Таким образом, в диапазоне доз до ~ 1 МГр пленки из латексов БАК 2Э и БАК Р обладают высокой радиационной стойкостью, практически без изменения сохраняя такие важные показатели как работы когезии и адгезии. Работа когезии и адгезии пленки БАК Ш изменяются в $\sim 2-3$ раза уже при дозе ~ 0.05 МГр, что свидетельствует о ее заметно более низкой радиационной стойкости по сравнению с пленками из других латексов.

Литература

1. Тулешова М.А., Милинчук В.К. Дезактивирующие полимерные покрытия на основе бутилакрилатных латексов // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2004. – № 4. – С. 50-55.
2. Лебедева Н.Н., Шитов В.С., Гусакова Н.С., Царев О.П. Латексный состав для дезактивации радиоактивных загрязнений на атомных электростанциях // Лакокрасочные материалы и их применение. – 1982. – № 6. – С. 13.
3. ГОСТ 4.54 – 79. Покрытия полимерные защитные изолирующие, дезактивирующие и аккумулирующие.
4. ГОСТ 19465 – 74. Покрытия полимерные защитные для улучшения радиационной обстановки.
5. Методы исследования ударопрочных полистиролов / Под ред. В.М. Гальперина. – Л.: Химия, 1975. – С. 14-15.
6. Wu S. Polymer Interfaces and Adhesion. New York Marcel Dekker. – 1982. – P. 318.
7. Organic Radiation Chemistry Handbook / Ed. V.K. Milinchuk, V.I. Tupikov. – Published by Ellis Hirwood Limited, Chichester, 1989. – P. 36.

Поступила в редакцию 27.06.2006