

$$\alpha_{\text{пл}} = 0,00327 \frac{\lambda''}{d_r} \left[\text{Re}'' \frac{\rho''}{\rho'} \right]^{0,9} \text{Pr}_{\text{ст}}^{1,32} Y^{-1,5} \text{ при } x < 0;$$

$$Y = 1 - 0,1 \left[\frac{\rho'}{\rho''} - 1 \right]^{0,4};$$

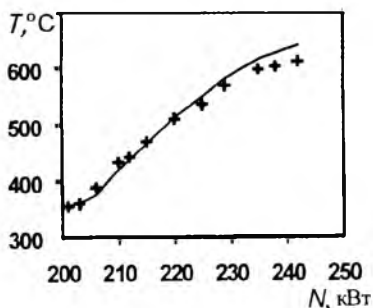
$$\alpha_{\text{пл}} = 0,00327 \frac{\lambda''}{d_r} \left\{ \text{Re}'' \left[x + \frac{\rho''}{\rho'} (1 - x) \right] \right\}^{0,9} \text{Pr}_{\text{ст}}^{1,32} Y^{-1,5} \text{ при } 0 < x < 1;$$

$$Y = 1 - 0,1 \left[\frac{\rho'}{\rho''} - 1 \right]^{0,4} (1 - x)^{0,4}.$$

Средние отклонения температуры, рассчитанной по разработанной методике, от полученной в эксперименте составили от -30 до 40°C при массовой скорости $700\text{--}1400 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ и от 10 до 80°C при массовой скорости $1400\text{--}1900 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$.

В качестве иллюстрации на рис. 5 сопоставлен расчет с экспериментальными данными одного из режимов.

Таким образом, экспериментально подтверждено наличие определенного закризисного резерва мощности ТВС при уровне допустимой температуры внутри оболочек твэлов $600\text{--}700^\circ\text{C}$. Результаты экспериментов показали, что в исследованном диапазоне режимных параметров наибольшее влияние на закризисный резерв мощности оказывает температура теплоносителя на входе в ТВС. Проведенный комплекс расчетно-методических работ позволил разработать методику расчета коэффициента теплоотдачи в закризисной области работы для ТВС активных зон разрабатываемых АЭС.



Р и с. 5. Расчетная (—) и экспериментальная температура теплоотдающей поверхности (+) при $p = 14,7 \text{ МПа}$, $t_{\text{вх}} = 200^\circ\text{C}$, $\rho w = 1500 \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Делайе Дж., Гюо М., Ритмюллер М. Теплообмен и гидродинамика двухфазных потоков в атомной и тепловой энергетике. Под ред. П.Л. Кириллова. М.: Энергоатомиздат, 1984.
2. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). М.: Энергоатомиздат, 1984.

Поступила 8.07.98

В окончательной редакции 15.12.99

УДК 536.24

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ДВУХ ТАБЛИЧНЫХ МЕТОДОВ РАСЧЕТА КРИТИЧЕСКИХ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ В СБОРКАХ СТЕРЖНЕЙ

Бобков В.П. (ГНЦ РФ — ФЭИ им. А.И. Лейпунского)

В работах российских и зарубежных исследователей в последние годы развиты методы табличного описания и расчета критических тепловых потоков в трубах [1, 2], кольцевых и других одиночных каналах [3, 4], треугольных пучках стержней [5]. Таблицы необходимы прежде всего для наглядного представления основных закономерностей изменения критических тепловых потоков от основных параметров труб: давления, массовой скорости, относительной энтальпии, диаметра, для коротких труб — длины. Таблицы стали основой описания кризиса во всех применяемых на практике каналах.

Табличные методы впервые предложены для труб в работе [6]. Далее они были развиты в исследованиях [7]. Позже эти работы продолжались в ФЭИ [2] и Чок-Риверской лаборатории. В 1996 г. выпущена согласованная с западными исследователями версия скелетных таблиц для критических тепловых потоков в трубах [1]. Таблицы положены в основу расчета кризиса и в сборках стержней. Развита два независимых метода расчета кризиса в сборках стержней водоохлаждаемых реакторов, использующих современные таблицы [1] для критических тепловых потоков в трубах.

Цель настоящей работы состоит в том, чтобы на основе сравнительного статистического анализа этих двух методов (метода [8, гл. 3] с последними поправками и метода [9]), используя представительный массив экспериментальных данных, сделать выводы об их точности и надежности. Оба метода используют последнюю международную версию таблиц [1] с существенно различающимися поправками.

В работе [8] впервые была сделана попытка описать критический тепловой поток в пучках непосредственно таблицами для труб без введения существенных поправочных функций. Позже в работе [10] были введены слабые корректирующие функции, затем — в работе [8] — более существенные. Но и эти последние, по нашему мнению, не дают точного описания в треугольных и четырехугольных пучках. Во многих случаях они дают ошибку описания 500% и более, что вызвало негативные публикации [11—13] относительно правомочности их использования для расчета кризиса в других каналах. Причина, которая привела канадских ученых к ошибочным результатам, состоит в том, что на ранней стадии не было полной ясности в соотношении критических тепловых потоков в трубах и пучках стержней в широком диапазоне параметров и не могли быть учтены все особенности в пучках из-за недостатка анализа экспериментальной информации. Следует отметить другие причины, не позволившие специалистам Чок-Риверской лаборатории заметить существенную разницу (это продолжается до настоящего времени): авторы работы [8] не провели сравнительный анализ критических тепловых потоков в трубах и треугольных пучках и оперируют с ошибками, отнесенными к входным параметрам. Эти ошибки в 2—3 раза меньше ошибок при обработке по выходным параметрам.

В работах [14—19] показано, что для правильного использования таблиц для труб в расчетах кризиса в пучках необходимо иметь надежные корректирующие функции, позволяющие получить хорошее описание в сложных одиночных каналах и сборках стержней. Такие функции даны в исследованиях [9]. Позже поправочные функции уточнялись. Последняя версия расчета помещена в виде гипертекстового файла в Интернет.

Табличные методы расчета критических тепловых потоков в каналах имеют преимущества перед традиционными, основанными на аналитическом описании экспериментальных данных. Они предложены для широкого диапазона параметров, основаны на многочисленных экспериментах, дают непрерывное гладкое изменение критических тепловых потоков во всем поле параметров, наглядны для контроля и использования.

Метод расчета в пучках с использованием таблицы для труб наиболее полно изложен в работе [9]. Здесь введено понятие «эффекта пучка» в его истинном значении. Оно включает в себя влияние на кризис взаимодействия параллельно включенных каналов — ячеек (точнее, макроячеек), под которыми подразумеваются части проходного сечения сборки, заключенные между соседними стержнями или между соседними стержнями и обечайкой. В работе же [10] под эффектом пучка подразумевается другое: влияние геометрии сечения канала на критический тепловой поток. Предложенный метод расчета для пучков по таблице для труб получен при следующих условиях: пучки стержней правильной формы, отсутствует влияние периферийных ячеек, каналы гладкие, равномерный обогрев по длине и сечению сборки, каналы длинные ($L/d_T = 50—350$). Данный метод при использовании системы поправок учи-

тывает зависимости от теплового диаметра, шага расположения стержней, наличия дистанционирующих решеток, расстояния до входа. В качестве исходных данных при использовании таблицы необходимо знать параметры на выходе из ячейки (или в месте кризиса). По таблице определяется критический тепловой поток для диаметра трубы 8 мм. При несовпадении параметров с параметрами узлов сетки таблицы необходимо провести трехмерную линейную интерполяцию между ближайшими точками таблицы. Для дальнейших расчетов необходимо знать тепловой диаметр ячейки и другие параметры. Основное соотношение для идеальных пучков учитывает влияние теплового диаметра, геометрии ячейки (для идеальной ячейки пучка достаточно иметь зависимость этой поправки от относительного шага), расстояния от места кризиса до входа в сборку (для короткихборок), дистанционирующих решеток и, главное, эффекта пучка.

Общее исходное соотношение для расчета критического теплового потока в идеальных сборках стержней в широком диапазоне параметров по методу [9] имеет вид

$$Q_n = Q_{тр} F_1 F_2 F_3 F_4 F_5, \quad (1)$$

где $Q_{тр} = Q_{тр}(p, G, X_0, d_t = 8 \text{ мм})$ — критический тепловой поток в эквивалентной трубе диаметром 8 мм при давлении p , массовой скорости G и балансом паросодержании X_0 ; $X_0 = X + \Delta X = X + 0,05(C_0 + 1)^2(1 - 0,8p/p_{кр})$; $F_1 = F(d_t)$ — функция влияния теплового диаметра; F_2 — функция геометрии сечения канала; $F_3 = F(L/d_t)$ — функция влияния расстояния места кризиса от входного сечения сборки (существенно отличается от 1 при малой длине обогрева $L/d_t < 100$); F_4 — функция влияния дистанционирующих устройств; F_5 — эффект пучка в терминах работы [9].

Поправка на тепловой диаметр

$$F_1 = F(d_t) = (8/d_t)^{1/3}. \quad (2)$$

Эффект геометрии ячейки

$$F_2 = F(s/d) = 0,82 - 0,7 \exp[-35(s/d - 1)] \text{ при } s/d \leq 1,1; \quad (3)$$

$$F_2 = F(s/d) = 0,2 + 0,57 s/d \text{ при } s/d > 1,1 \text{ (до } 1,52).$$

Эффект расстояния от входа

$$F(L) = 1 + 0,6 \exp(-0,01 L/d_t). \quad (4)$$

Поправка на влияние дистанционирующих решеток принималась по данным [8]:

$$F_4 = 1 + A \exp(-0,1 L_{д.р}/d_t), \text{ где } A = 1,5 K_f^{0,5} (G/1000)^{0,2}. \quad (5)$$

Эффект пучка F_5 в терминах метода [9] описан соотношением

$$F_5 = F(p, G, X) = (a + bp + cp^2 + dp^3)F(X), \quad (6)$$

где $a = 0,361 + 0,137g - 0,01g^2$; $b = -1,59 - 0,5849g + 0,26g^2$; $c = 4,85 + 5,004g - 1,367g^2$; $d = -2,46 - 5,32g + 1,24g^2$; $F(X) = 0,7$ для $X \leq 0$; $F(X) = 0,7 + 0,5X$ для $X > 0$; при $p < 0,1$ $F_2 = F_2$ (при $p = 0,1$).

В соотношении (6) $p = p/p_{кр}$; $g = G(\text{кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с}))/1000$; p — давление; $p_{кр}$ — критическое давление; $C_0 = 1,047s/d - 1$ — параметр кривизны для треугольного пучка; $C_0 = 1,08s/d - 1$ — квадратного пучка.

Система формул метода [8] имеет более простой вид:

$$Q_n = Q_{тр} K_1 K_2 K_3 K_4, \quad (7)$$

где $K_1 = F(d_t) = (8/d_t)^{1/2}$.

Поправка на зазор (точнее, на геометрию ячейки пучка)

$$K_2 = \min \left[1, 0; \left(0,5 + 2(s/d - 1) \right) \exp(-0,5X^{1/3}) \right], \quad (8)$$

при $X < 0$ экспонента равна 1.

Поправка на влияние дистанционирующего устройства

$$K_3 = 1 + A \exp(-0,1L/d_T), \text{ где } A = 1,5K_f^{0,5}(G/1000)^{0,2}.$$

Поправка на обогреваемую длину (или на расстояние до входа)

$$K_4 = \exp[(d_T/L) \exp(2\alpha_h)] \text{ для } d_T/L \geq 5, \quad (9)$$

где $\alpha_h = X \rho_f / [X \rho_f + (1 - X) \rho_g]$.

В формулах (1)–(9) d — диаметр стержня или диаметр трубы; d_T — тепловой диаметр; s/d — относительный шаг расположения стержней; ρ_f — плотность воды; ρ_g — плотность пара; L — расстояние до входа в сборку.

Авторы метода [8] утверждают, что K_2 — слабая функция давления, массовой скорости и балансного паросодержания. Утверждение ошибочно, если эту поправку считать эффектом пучка, но оно недалеко от истины, если поправку считать эффектом геометрии ячейки пучка. Предлагаемый метод [9] показывает также слабую зависимость функции геометрии F_2 от этих и других параметров в свободных пучках, но в тесных пучках зависимость сильная и F_2 достигает 0,6 при $s/d = 1,02$.

Сравнительный анализ методов проведен по экспериментальным данным для следующих условий [20]: обогрев — равномерный по длине и радиусу; все стержни обогреваемые; число стержней 7, 19, 37; упаковка треугольная; обечайка шестигранная; диаметр стержней от 5,8 до 14 мм; относительный шаг стержней от 1,1 до 1,52, обогреваемая длина сборок от 0,8 до 7 м; тепловой диаметр от 2,81 до 21 мм; давление от 2,2 до 20 МПа; массовая скорость от 200 до 5000 кг/(м²·с). Массив насчитывает свыше 5000 точек. При анализе из массива использовали на 146 точек меньше, их исключили из рассмотрения как выпавшие за пределы $\pm 50\%$.

Разные авторы используют два подхода определения ошибок описания, один — по входным параметрам. При этом подходе погрешности оптимистические, что наблюдается в работах AECL. Другой подход — обработка по локальным параметрам в месте кризиса — метод прямой подстановки. Этот подход более чувствительный к ошибкам и потому позволяет более надежно подобрать подходящее описание. Большая ошибка во втором методе обусловлена тем, что локальный параметр — балансное паросодержание — определяется косвенно, по тепловому балансу, с двойным учетом ошибки измерения теплового потока $\Delta X = X_{\text{вых}} - X_{\text{вх}} = qP/GrS$, где q — измеренный критический тепловой поток; P — периметр теплообмена; r — теплота испарения; S — сечение.

Введем понятие «коэффициент усиления ошибки» — величины, характеризующей отношение ошибок описания тепловых потоков двумя описанными способами: $K_{\text{УО}} = \Delta q_2 / \Delta q_1$. Здесь $\Delta q_2 = q_e = q_{r2}$ — ошибка описания по выходным параметрам; q_e — эксперимент; q_{r2} — расчет при $X_{\text{вых}2} = X_{\text{вх}} + q_e P / GrS$; $\Delta q_1 = q_e - q_{r1}$ — ошибка описания по входным параметрам, q_{r1} — расчет при $X_{\text{вых}1} = X_{\text{вх}} + q_{r1} P / GrS$.

Как видим, коэффициент усиления ошибки обусловлен тем, что при обработке по локальным выходным параметрам исследователи рассчитывают локальное балансное паросодержание, используя экспериментальный тепловой поток, определенный с погрешностью. Его значение изменяется в зависимости от параметров от 1,5 до 3,5 и выше.

В табл. 1 представлены интегральные (по всему массиву данных) погрешности описания по выходным параметрам. Можно видеть существенную разницу в точности описания экспериментальных данных рассмотренными методами. Однако интеграль-

ные ошибки не в полной мере отражают точность и приемлемость методов. Наиболее очевидную картину дает анализ ошибок, распределенных по параметрам (табл. 2). В табл. 3 методы сравнены по основным показателям.

Т а б л и ц а 1. Интегральные ошибки методов расчета критических тепловых потоков по выходным параметрам

Статистические параметры	Метод [8]	Метод [9]	[9] (при ограниченных параметрах ВВЭР)
Число экспериментальных точек в диапазоне метода	4997	4997	1856
Средняя ошибка, %	-41	-2	-3
Среднеквадратичная ошибка, %	43	20	17

Примечание. Минус означает, что экспериментальные данные ниже расчетных.

Т а б л и ц а 2. Ошибки описания экспериментальных данных разными методами (средние отношения экспериментальных значений критических тепловых потоков к расчетным)

p , МПа	G , кг/(м ² ·с)	X	N	Метод [8]	Метод [9]
2—4	500—1000	0,2—0,4	19	0,35	1,20
		0,4—0,6	92	0,27	1,13
4—7	1000—2000	0,2—0,4	42	0,45	1,21
		0,4—0,6	91	0,45	1,07
	500—1000	0,2—0,4	156	0,31	1,07
		0,4—0,6	79	0,46	1,08
	1000—2000	0,2—0,4	8	0,64	0,95
		0,4—0,6	36	0,48	0,88
7—10	500—1000	0—0,2	24	0,40	0,83
		0,2—0,4	24	0,40	0,91
	1000—2000	0—0,2	72	0,59	0,87
		0,2—0,4	305	0,38	0,95
	2000—3000	0,2—0,4	163	0,29	0,94
		-0,2—0	29	0,90	0,87
	3000—4000	0—0,2	212	0,74	0,95
		0,2—0,4	213	0,42	0,93
	500—1000	-0,2—0	10	0,81	0,80
		0—0,2	12	0,48	0,94
10—15	1000—2000	0—0,2	37	0,47	0,72
		0,2—0,4	65	0,48	0,95
		0,4—0,6	26	0,34	0,89
		0,6—0,8	7	0,25	0,71
		-0,2—0	27	0,98	1,01
		0—0,2	209	0,65	1,04
	2000—3000	0,2—0,4	415	0,37	1,06
		0,4—0,6	77	0,29	0,72
		-0,2—0	54	1,04	0,92
		0—0,2	386	0,70	1,01
		0,2—0,4	190	0,44	0,97
		-0,2—0	80	0,9	0,81
	3000—4000	0—0,2	228	0,61	1,05

Окончание табл. 2

p , МПа	G , кг/(м ² ·с)	X	N	Метод [8]	Метод [9]
15—20	500—1000	—0,2—0	16	0,73	1,06
		0—0,2	42	0,67	1,06
		0,2—0,4	94	0,66	0,96
		0,4—0,6	18	0,33	0,78
	1000—2000	—0,2—0	11	0,95	0,95
		0—0,2	94	0,66	1,02
		0,2—0,4	191	0,41	1,18
		0,4—0,6	18	0,33	1,32
	2000—3000	—0,2—0	110	1,16	1,05
		0—0,2	186	0,77	1,06
		0,2—0,4	90	0,54	1,07
		0,4—0,6	18	0,33	1,32
	3000—4000	—0,2—0	78	1,13	1,07
		0—0,2	161	0,86	1,1
		0,2—0,4	14	0,54	0,98
		0,4—0,6	18	0,33	1,32
	4000—5000	—0,2—0	12	0,86	1,06
		0—0,2	38	0,74	1,02

Т а б л и ц а 3. Сравнение методов по основным показателям

Параметр	Метод [8]	Метод [9]
Давление, МПа	0,1—20	0,1—20
Массовая скорость, кг/(м ² ·с)	0—8000	50—5000
Балансное паросодержание	—0,5—+1	—0,5— +0,9
Тепловой диаметр, мм	5—20	2,81—21
Шаг стержней	> 1,1	1,02—1,52
Длина L/d_h	> 40	> 40
Ошибки описания:		
средняя $(q_e/q_r)_{ср}$	0,59	0,98
среднеквадратичная, %	43	20
Число экспериментальных точек в диапазоне метода	4997	4997

По результатам работы можно сделать следующие выводы. Табличный метод [8] завывает критический тепловой поток по сравнению с экспериментальными данными в среднем на 40%, но при низких параметрах p и G — в несколько раз. Он не приемлем для расчета критического теплового потока в треугольных сборках стержней в широком диапазоне параметров. Большие ошибки дает этот метод при давлении, близком к атмосферному.

Табличный метод [9] пока широко не внедрен в расчетные коды, но по результатам анализа, приведенным в табл. 1—3, заслуживает внимания и по широте параметров, и по высокой точности описания. Он использован при формировании таблиц в кольцевых каналах [4] и треугольных пучках стержней [5] как метод экстраполяции, позволивший получить таблицы для областей не только скопления экспериментальных данных, но и за их пределами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Groeneveld D., Leung L., Kirillov P.L. c.a. The 1996 Look-up Table for Critical Heat Flux in Tubes. — Nucl. Engng Design, 1996, v. 163, p. 1—23.
2. Кириллов П.Л., Бобков В.П., Виноградов В.Н., Смогалева И.П. Современные таблицы по критическим тепловым потокам в трубах. — Атомная энергия, 1989, т. 66, вып. 3, с. 163—170.
3. Бобков В.П., Виноградов В.Н., Зяткина О.А., Козина Н.В. Метод оценки кризиса в каналах сложного профиля сечения. — Теплоэнергетика, 1995, № 3, с. 37—46.
4. Бобков В.П., Судницын О.А., Судницына М.О. Численное и аналитическое описание критических тепловых потоков в кольцевых каналах. — Атомная энергия, 1998, т. 86, вып. 3, с. 25—32.
5. Бобков В.П., Кириллов П.Л., Виноградов В.Н., Смогалева И.П. Табличный метод расчета критического теплового потока в водоохлаждаемых треугольных сборках стержней. — Там же, 1999, т. 87, вып. 1, с. 17—24.
6. Дорошук В.Е., Левитан Л.Л., Ланцман Ф.П. Рекомендации для расчета кризиса в круглых трубах. — Теплоэнергетика, 1975, № 2, с. 66—70.
7. Рекомендации по расчету кризиса теплоотдачи при кипении воды в круглых трубах. М., ИВТАН, 1980.
8. Thermohydraulic Relationships for Advanced Water Cooled Reactors. Working Materials. Vienna: IAEA, 1998.
9. Бобков В.П., Виноградов В.Н., Зяткина О.А., Козина Н.В. Относительное описание кризиса кипения в пучках стержней и других сложных каналах. — Теплоэнергетика, 1997, № 3, с. 1—7.
10. Groeneveld D., Joobor K., Doeffler S., Wong W. c.a. The effect of fuel subchannel geometry on CHF. — In: Thesis of Report to NURETH-5, 1992.
11. Жуков Ю.М. Возможность использования скелетных таблиц для трубы при расчете кризиса теплоотдачи в пучках стержней водоохлаждаемых реакторов. — Атомная энергия, 1994, т. 77, вып. 2, с. 108—111.
12. Сергеев В.В. Обобщение данных по кризису теплообмена при кипении воды в трубах и стержневых сборках. — Труды Межд. конф. «Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР», Обнинск, 1998, с. 330—337.
13. Lee M., Liao L. An assessment of the critical heat flux approaches of thermalhydraulic system analysis codes using bundle data from the heat-transfer research facility. — Nucl. Technol., 1994, v. 105, № 2, p. 216—230.
14. Бобков В.П. Особенности кризиса теплообмена в пучках стержней и других сложных каналах. — Труды Первой российской национальной конференции по теплообмену, Москва, 1994, т. 4, с. 32—37.
15. Bobkov V.P., Kozina N.V., Vinogradov V.N., Ziatkina O.A. New model for burnout prediction in channels of various cross section. — In: Thesis of Report to NURETH-7, 1995, p. 2539—2552.
16. Бобков В.П. Кризис кипения в каналах различного сечения. Модель описания: Препринт ФЭИ-2313, 1993.
17. Бобков В.П., Зяткина О.А., Козина Н.В., Судницын О.А. Кризис кипения в каналах различного поперечного сечения (Модель и результаты статистического анализа): Препринт ФЭИ-2314, 1993.
18. Бобков В.П., Виноградов В.Н., Зяткина О.А., Козина Н.В. Обобщение данных по критическим тепловым потокам в пучках стержней и других сложных каналах. — Труды Межд. конф. по теплофизическим аспектам безопасности ВВЭР. Обнинск, 1995, т. 1, с. 143—154.
19. Bobkov V.P., Kirillov P.L., Vinogradov V.N., Smogalev I.P. The CHF prediction method relevant to the WWER-type geometry. — In: Thermohydraulic Relationships for Advanced Water Cooled Reactor. Report IPPE, Obninsk, Russia, 1998.
20. Ефанов А.Д., Кириллов П.Л., Смогалева И.П. и др. Теплогидравлическая база знаний для решения задач анализа и управления тяжелыми авариями. — Труды конференции «Теплофизика-98».

Поступила в Редакцию 23.04.99

УДК 621.039.586

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ МОДЕЛЬНОГО РАСПЛАВА АКТИВНОЙ ЗОНЫ РЕАКТОРА С КЕРАМИКОЙ РАЗНОЙ ПОРИСТОСТИ ИЗ ДИОКСИДА ЦИРКОНИЯ

Слабкий В.Д., Трактун О.М., Хрулев А.А., Юровских Ю.Н.
(РНЦ «Курчатовский ин-т»)

При тяжелой аварии, сопровождаемой плавлением активной зоны и разрушением корпуса реактора, большое значение приобретают мероприятия по сохранению герметичности защитной оболочки, которая может нарушиться в результате воздействия расплавленных материалов на бетонное основание шахты.

Разработка концепции системы локализации расплава предполагает решение комплекса задач, одной из которых является выбор термостойких материалов для