

$\eta = 10^{-8} \text{ м}^2/\text{с}$, $J = 0,01 \text{ см}^2$, $r = 0,16 \text{ см}$, $W = 3,24 \text{ м/с}$, а также данные измерений с 5%-ной относительной погрешностью. Как видим, формула (26) согласуется с наблюдениями, тогда как логарифмический закон (28) дает завышенную скорость дрейфовых течений и расход воды.

В заключение отметим, что коэффициенты турбулентного перемешивания A , N , η и момент инерции J мезовихрей не зависят от пространственных координат, но могут быть функциями внешних характеристик, определяющих течение: глубины потока H , шероховатости стенок z_0 , тангенциального напряжения ветра на поверхности воды T_0 или скорости ветра W на заданной высоте от поверхности воды, уклонов поверхности воды $d\zeta/dx$. Установление связи коэффициентов перемешивания и момента инерции мезовихрей с внешними характеристиками, определяющими данное течение, должно учитывать требования теории подобия и размерностей [16].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Арсеньев С.А. Турбулентные течения в охлаждающих каналах АЭС. — Атомная энергия, 1997, т. 83, вып. 5, с. 319—325.
2. Шуманн У., Гретцбах Г., Кляйзер Л. Прямые методы численного моделирования турбулентных течений. — В кн.: Методы расчета турбулентных течений. М.: Мир, 1984, с. 103—226.
3. Арсеньев С.А., Конюшко В.В., Шелковников Н.К. Турбулентное перемешивание в водоемах-охлаждателях АЭС. — Атомная энергия, 1997, т. 82, вып. 3, с. 198—204.
4. Мошин А.С., Яглом А.М. Статистическая гидромеханика. Т. 1. СПб: Гидрометеоиздат, 1992. 695 с.
5. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя. М.: Наука, 1977. 712 с.
6. Игнатова Г.Ш., Квон В.И. О модели турбулентного течения со скольжением на дне водотока. — Метеорология и гидрология, 1977, № 8, с. 49—56.
7. Игнатова Г.Ш., Квон В.И. О гидродинамической схеме скольжения при турбулентном течении. — Там же, 1978, № 7, с. 50—54.
8. Баренблатт Г.И. Подобие, автомодельность, промежуточная асимптотика. Л.: Гидрометеоиздат, 1978. 208 с.
9. Николаевский В.Н. Асимметричная механика турбулентных потоков. — Прикладная мат. и мех., 1970, т. 34, вып. 3, с. 514—525.
10. Николаевский В.Н. Асимметричная механика турбулентных потоков. Энергия и энтропия. — Там же, 1973, т. 37, вып. 1, с. 94—105.
11. Николаевский В.Н. Пространственное осреднение и теория турбулентности. — В кн.: Вихри и волны. М.: Мир, 1984, с. 266—335.
12. Седов Л.И. Механика сплошных сред. Т. 1. М.: Наука, 1970. 492 с.
13. Еречнев Д.А., Леонтьев Д.И., Мельникова О.Н. Образование цилиндрических вихрей у дна тормозящего потока воды. — Известия АН СССР. Физика атмосферы и океана, 1998, т. 14, № 6, с. 835—841.
14. Эльсгольц Л.Э. Дифференциальные уравнения и вариационное исчисление. М.: Наука, 1969. 424 с.
15. Новочинский С.М. Исследование динамики течений в области шельфа бесприливного моря. Дис. на соискание ученой степени канд. физ.-мат. наук. М.: Физический факультет МГУ, 1988. 453 с.
16. Седов Л.И. Методы теории подобия и размерности в механике. М.: Наука, 1967. 428 с.

Поступила в Редакцию 19.01.01

УДК 621.039.6

РАДИАЦИОННОЕ ОХРУПЧИВАНИЕ МАТЕРИАЛОВ КОРПУСОВ ВВЭР-1000

*Николаева А.В. (ИБРАЭ), Николаев Ю.А., Кеворкян Ю.Р.
(РНЦ «Курчатовский ин-т»)*

Изменение структурно-фазового состояния материала под облучением приводит к изменению его механических свойств. Для низколегированной конструкционной стали, используемой для изготовления корпусов реакторов, эффект облучения прежде всего проявляется в потере пластичности и заметном сдвиге интервала перехода от вязкого разрушения к хрупкому в область более высокой температуры (радиационное набухание и ускорение процессов ползучести в условиях эксплуатации материала

корпусов энергетических реакторов не наблюдаются) [1—5]. Этот сдвиг увеличивает вероятность разрушения корпусов реакторов в процессе при штатных условиях эксплуатации и особенно в случае возникновения аварийной ситуации, когда проводится аварийное расхолаживание.

Одной из наиболее актуальных проблем прикладного радиационного материаловедения является выяснение закономерностей деградации механических свойств материалов корпусов ВВЭР в результате их облучения при эксплуатации.

Радиационное охрупчивание стали обычно оценивается радиационно-индуцированным сдвигом критической температуры хрупкости [1, 2]

$$\Delta T_F = T_F - T_{кр0},$$

где $T_{кр0}$ — критическая температура хрупкости материала в необлученном состоянии — состоянии поставки; T_F — критическая температура хрупкости после облучения.

Анализ большого числа экспериментальных данных о радиационном охрупчивании материалов корпусов реакторов позволил выявить функциональный вид эмпирической зависимости, связывающей величину ΔT_F с флюенсом быстрых нейтронов и химическим составом стали [1—5]:

$$\Delta T_F = T_F - T_{кр0} = A_F F^n, \quad (1)$$

где A_F — параметр, зависимый от химического состава стали, обычно называемый коэффициентом радиационного охрупчивания или химическим фактором; n — показатель степени; F — флюенс быстрых нейтронов.

Госатомнадзор России также устанавливает нормативную зависимость для расчета радиационного повреждения материалов корпусов ВВЭР-440, -1000 в виде (1) [6]:

$$\Delta T_F = A_F F^{1/3},$$

где F — флюенс быстрых нейтронов в единицах 10^{22} м^{-2} ($E \geq 0,5 \text{ МэВ}$).

Приняты следующие нормативные зависимости [6]:
для материала сварных швов

$$\Delta T_F = 20 F^{1/3}, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (2)$$

для основного металла — стали марки 15Х2НМФАА

$$\Delta T_F = 23 F^{1/3}, \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (3)$$

Следует отметить, что нормативная зависимость для определения темпа изменения критериального параметра, например, ΔT_F должна, в частности, удовлетворять условию консервативности для безопасности эксплуатации АЭС, как это принято в США и других странах. Консервативность зависимости предполагает, что графически она должна располагаться не ниже точек массива данных, на основе которых создается. Однако в работах [7, 8] было показано, что в некоторых случаях зависимости (2) и (3) не обеспечивают консервативную оценку радиационного охрупчивания материалов корпусов ВВЭР-1000 (рис. 1). Это и явилось основанием для проведения настоящей работы, цель которой состояла в том, чтобы на базе имеющейся в настоящее время экспериментальной информации о радиационном охрупчивании материалов корпусов ВВЭР-1000 разработать такие функциональные зависимости, которые в полной мере удовлетворяли бы требованиям, предъявляемым к нормативным зависимостям. Для консервативности оценки степени радиационного охрупчивания при разработке новых норм будем рассматривать 95%-ную верхнюю огибающую корреляционной зависимости. Под корреляционной зависимостью понимается средняя для рассматриваемой базы данных эмпирическая функция, коэффициенты которой рассчитаны, например, методом наименьших квадратов.

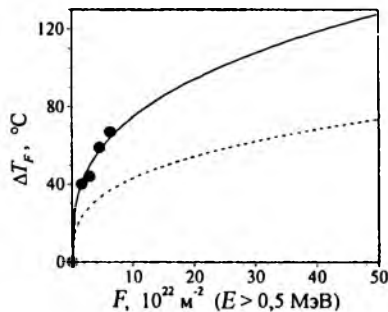
Использование данных, полученных при облучении материалов корпусов реакторов в исследовательских реакторах, для анализа закономерностей радиационного охрупчивания в большинстве случаев некорректно из-за разницы в температурно-временных и нейтронно-физических параметрах облучения, в первую очередь, в температуре облучения, плотности потока и спектре быстрых нейтронов и внутренней поверхности корпуса. Исключение составляют данные, которые получены при облучении в установке КОРПУС, разработанной в НИИАРе [9]. Отмеченная неконсервативность зависимостей [7], принятых Госатомнадзором России, в основном, связана с использованием данных, полученных при облучении материалов в исследовательских реакторах. В настоящей работе для статистического анализа использовали наиболее надежные данные, полученные на образцах-свидетелях материалов корпусов ВВЭР-1000, которые облучали потоком нейтронов с малой плотностью. Отметим, что наиболее существенным недостатком реализующихся в настоящее время программ облучения образцов-свидетелей материалов корпусов ВВЭР-1000 является их предполагаемый перегрев на 10—15 °С по сравнению с внутренней поверхностью корпуса [10]. По остальным параметрам программы следует считать представительными.

Данные, полученные в рамках исследовательских программ по облучению образцов в энергетических реакторах, в анализе не использовали. В первую очередь это связано с тем, что в них образцы облучали в потоке нейтронов, плотность которого в 50—1000 раз больше, чем на внутренней поверхности корпуса (другими словами, фактор опережения составлял 50—1000). Столь высокий фактор опережения объясняется конструктивными особенностями реактора. Отметим, что для образцов-свидетелей материалов корпусов ВВЭР-1000 фактор опережения изменяется примерно от 0,8 до 8.

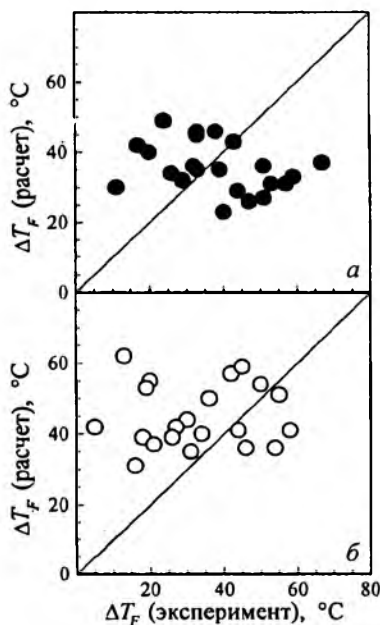
В приведенном в настоящей работе анализе были использованы результаты исследования образцов-свидетелей первых блоков Балаковской, Калининской и Южно-Украинской АЭС, 2-го и 3-го блоков Запорожской АЭС, 5-го блока Нововоронежской АЭС, 3-го блока Ровенской АЭС (всего 21 экспериментальная точка для основного металла и 22 экспериментальные точки для материала сварных швов). Химический состав образцов-свидетелей материалов корпусов ВВЭР-1000 характеризуется низким по сравнению с ВВЭР-440 содержанием меди и фосфора и высоким содержанием никеля (в некоторых сварных швах до 1,9%). Плотность потока нейтронов изменялась для разных образцов от $1,9 \cdot 10^{14}$ до $2,3 \cdot 10^{15} \text{ с}^{-1} \cdot \text{м}^{-2}$. Время облучения изменялось от 14 до 45 тыс. ч, флюенс нейтронов — от $1,5 \cdot 10^{22}$ до $1,8 \cdot 10^{23} \text{ м}^{-2}$.

Следует отметить, что в ныне принятых нормативных зависимостях [6] не учитывается содержание в стали никеля. В то же время имеется достаточное число достоверных данных, позволяющих сделать вывод о значительном усилении радиационного охрупчивания при повышении его содержания в стали более 1—1,3% [10—14]. Недооценка этого обстоятельства привела к тому, что при изготовлении корпусов большинства действующих в настоящее время ВВЭР-1000 было допущено содержание никеля в сварных швах выше 1,5%.

На рис. 2 сравнивается радиационно-индуцированный сдвиг температуры вязкохрупкого перехода, определенный экспериментально по результатам испытаний об-



Р и с. 1. Сравнение фактического радиационного охрупчивания (●) материала образцов-свидетелей сварного шва (1,76% Ni, 0,01% P, 0,04% Cu) корпуса ВВЭР-1000 с нормативным (— — —)



Р и с. 2. Сравнение фактического радиационного охрупчивания образцов-свидетелей материала сварных швов (а) и основного металла (б) корпусов ВВЭР-1000 с нормативным

разцов-свидетелей и рассчитанный при использовании действующих в настоящее время нормативных зависимостей радиационного охрупчивания материалов корпусов реакторов [6], т.е. по уравнениям (2) и (3). Как следует из рис. 2, нормативные зависимости не являются консервативными и должны быть пересмотрены.

Одним из основных параметров, использованных для оценки качества моделей, является среднеквадратичное отклонение

$$\sigma = \sqrt{\sum (\Delta T_F^{\text{эксп}} - \Delta T_F^{\text{мод}})^2 / (N - M)},$$

где N — размер экспериментальной матрицы; M — число связей, наложенных на модель.

Для моделей (2) и (3) получены следующие значения σ :

$$\sigma_{(2)} = 18,3^\circ\text{C}, \quad \sigma_{(3)} = 21,3^\circ\text{C}.$$

Регрессионный анализ данных показал, что для материала сварных швов основного металла корпусов ВВЭР-1000 показатель степени $n = 1/3$ является удовлетворительной оценкой степени зависимости радиационно-индуцированного сдвига критической температуры хрупкости от флюенса быстрых нейтронов.

Материал сварных швов. Исследование выявило значительное усиление радиационного охрупчивания сварных швов ВВЭР-1000 с повышением содержания в стали никеля и марганца:

$$\Delta T_F = 20,3 F^{1/3} \quad (\sigma = 18,3^\circ\text{C}, R = 0); \quad (4)$$

$$\Delta T_F = 13,2 C_{\text{Ni}} F^{1/3} \quad (\sigma = 14,2^\circ\text{C}, R = 0,19); \quad (5)$$

$$\Delta T_F = 25,0 C_{\text{Mn}} F^{1/3} \quad (\sigma = 14,1^\circ\text{C}, R = 0,20). \quad (6)$$

Здесь R — коэффициент линейной корреляции, показывающий, насколько хорошо уравнение описывает взаимосвязь между переменными. Приближение коэффициента R к нулю показывает, что между зависимой и независимыми переменными линейная корреляция отсутствует.

Линия регрессии (4) совпадает с нормативной зависимостью (2). Равенство коэффициента корреляции модели (4) нулю означает, что данная модель отражает взаимосвязь между переменными неверно. Сравнение дисперсии регрессионной модели (4) с дисперсией моделей (5) и (6) показывает, что учет влияния химического состава стали на радиационное охрупчивание приводит к значительному улучшению модельной оценки:

$$\sigma_{(4)}^2 / \sigma_{(5)}^2 = (18,3 / 14,2)^2 = 1,67 = F_{0,12}(21, 21);$$

$$\sigma_{(4)}^2 / \sigma_{(6)}^2 = (18,3 / 14,1)^2 = 1,67 = F_{0,12}(21, 21),$$

где $F_{\alpha}(n_1, n_2)$ — квантили распределения Фишера с уровнем значимости α и степенями свободы n_1 и n_2 . Если отношение дисперсий двух моделей больше F_{α} , то разница между ними может считаться значимой с вероятностью $(1 - \alpha)100\%$.

Определение действительного вклада марганца в радиационное охрупчивание затруднено наличием положительной корреляции между содержанием марганца и никеля в рассматриваемых материалах сварных швов: $C_{Mn} = 0,53C_{Ni}$ ($\sigma = 0,18\%$, $R = 0,47$). Линейная суперпозиция никеля и марганца не приводит к улучшению модельной оценки радиационного охрупчивания:

$$\Delta T_F = (6,6C_{Ni} + 12,8C_{Mn})F^{1/3} (\sigma = 13,9^\circ\text{C}, R = 0,35). \quad (7)$$

В то же время учет никеля и марганца в виде произведения значительно улучшает модель:

$$\Delta T_F = 15,5C_{Ni}C_{Mn}F^{1/3} (\sigma = 10,4^\circ\text{C}, R = 0,69). \quad (8)$$

Модель (8) с вероятностью $\sim 90\%$ лучше, чем модель (7):

$$\sigma_{(7)}^2/\sigma_{(8)}^2 = (13,9/10,4)^2 = 1,79 = F_{0,1}(20, 21).$$

Возможно, наблюдаемое влияние марганца на радиационное охрупчивание сварных швов ВВЭР-1000 носит случайный характер и является следствием положительной корреляции между содержанием марганца и никеля в рассматриваемых материалах. Отметим наличие положительной корреляции между концентрацией никеля, хрома и молибдена в рассматриваемых материалах сварных швов: $C_{Cr} = 1,17 + 0,32C_{Ni}$ ($\sigma = 0,06\%$, $R = 0,81$), $C_{Mo} = 0,49 + 0,09C_{Ni}$ ($\sigma = 0,03\%$, $R = 0,57$). Поэтому введение в коэффициент радиационного охрупчивания зависимости от содержания в материале хрома и молибдена также нецелесообразно. В связи с этим наиболее обоснованным представляется рассмотрение моделей, согласующихся с установленным ранее выводом, согласно которому радиационное охрупчивание легированной никелем стали определяется содержанием в ней никеля.

Анализ результатов испытаний образцов-свидетелей показывает, что зависимость радиационного охрупчивания от содержания в стали никеля носит нелинейный характер, близкий к кубической параболе:

$$\Delta T_F = 4,7C_{Ni}^3F^{1/3} (\sigma = 10,7^\circ\text{C}, R = 0,63). \quad (9)$$

Модель (9) с вероятностью 99% лучше нормативной зависимости (2): $\sigma_{(2)}^2/\sigma_{(9)}^2 = (18,3/10,7)^2 = 2,94 = F_{0,01}(21, 21)$.

Введение свободного члена в коэффициент радиационного охрупчивания модели (9) не приводит к значимому улучшению модели. Модель (9) может быть улучшена введением в химический фактор зависимости от содержания в стали марганца, хрома и молибдена:

$$\Delta T_F = 9,02C_{Ni}^2C_{Mn}F^{1/3} (\sigma = 9,4^\circ\text{C}, R = 0,76); \quad (10)$$

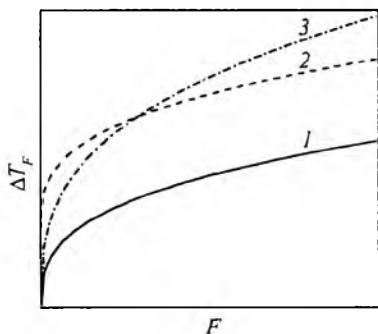
$$\Delta T_F = 5,27C_{Ni}^2C_{Mn}C_{Cr}F^{1/3} (\sigma = 9,2^\circ\text{C}, R = 0,77); \quad (11)$$

$$\Delta T_F = 5,9C_{Ni}^2C_{Mn}/C_{Mo}F^{1/3} (\sigma = 9,2^\circ\text{C}, R = 0,77); \quad (12)$$

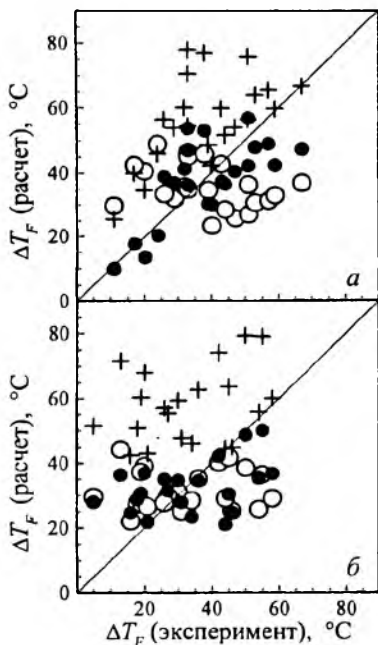
$$\Delta T_F = 3,45C_{Ni}^2C_{Mn}C_{Cr}/C_{Mo}F^{1/3} (\sigma = 9,1^\circ\text{C}, R = 0,78); \quad (13)$$

$$\Delta T_F = 2,43C_{Ni}(C_{Mn}C_{Cr}/C_{Mo})^2F^{1/3} (\sigma = 9,1^\circ\text{C}, R = 0,73). \quad (14)$$

Однако это улучшение не является статистически значимым и может, по крайней мере, частично являться следствием положительной корреляции между концентрацией стали этих элементов и никеля. Поэтому, несмотря на то, что модели (10)–(14) лучше, модель (9) может рассматриваться как предпочтительная и рекомендоваться для оцен-



Р и с. 3. Схема выбора верхней огибающей (2, 3) для корреляционной модели (1)



Р и с. 4. Сравнение фактического радиационного охрупчивания материала образцов-свидетелей корпусов ВВЭР-1000 с результатами расчета по моделям (2) (○), (9) (●), (15) (+) для материала сварных швов (а) и по моделям (16) (○), (17) (●), (18) (+) для основного металла (б)

ки фактического радиационного охрупчивания материала сварных швов корпусов ВВЭР-1000.

В качестве базы для разработки новой нормативной зависимости может быть предложена 95%-ная верхняя огибающая линии регрессии (9). Верхняя огибающая для корреляционной зависимости может быть выбрана двумя различными стандартными способами (рис. 3). Один способ состоит в смещении исходной корреляционной зависимости (кривая 1 на рис. 3) на некоторую величину (кривая 2 на рис. 3): $\Delta T_F = A_F F^{1/3} + \text{const}$. Этот способ выбран в нормативных зависимостях для материалов корпусов американских реакторов. Второй способ состоит в увеличении химического фактора уравнения (1) (кривая 1 на рис. 3 переходит в кривую 3). В этом случае расстояние между корреляционной зависимостью ее верхней огибающей увеличивается с флюенсом. Таким образом, при малом флюенсе верхняя огибающая, построенная вторым способом, будет ниже верхней огибающей, построенной первым способом, и станет выше ее с увеличением флюенса. Ввиду того, что ресурсный флюенс в несколько раз больше, чем максимальный, до которого были облучены рассматриваемые образцы-свидетели, целесообразным представляется принятие в качестве нормативной зависимости верхней огибающей модели (9), построенной вторым способом:

$$\Delta T_F = (4,7 C_{Ni}^3 + 10,5) F^{1/3} \quad (\sigma = 22,3^\circ \text{C}). \quad (15)$$

Как видно из рис. 4, а, модель (9) оценивает радиационное охрупчивание материала сварных швов ВВЭР-1000 значительно лучше нормативной зависимости (2), модель (15) консервативна и может быть рекомендована в качестве базы для разработки новой нормативной зависимости.

Основной металл. Анализ данных позволил получить следующие регрессионные зависимости:

$$\Delta T_F = 16,3 F^{1/3} \quad (\sigma = 16,3^\circ \text{C}, R = 0); \quad (16)$$

$$\Delta T_F = 7,11 (C_{Mn} C_{Cr} / C_{Mo})^2 F^{1/3} \quad (\sigma = 14^\circ \text{C}, R = 0,39). \quad (17)$$

Модель (17) описывает радиационное охрупчивание основного металла лишь незначительно лучше, чем модель (16), однако является единственной зависимостью, для которой коэффициент корреляции больше критического значения для коэффициента корреляции с 20 степенями свободы и уровнем значимости 0,05: $R_{0,05}(17) = 0,36$, т.е. единственной моделью, для которой между зависимыми (сдвиг критической температуры хрупкости) и независимыми (химический состав стали и повреждающая доза) величинами есть статистическая связь. Интересно отметить, что введение в коэффициент радиационного охрупчивания фактора $\xi = C_{Mn} C_{Cr} / C_{Mo}$, как в модели (17), также приводит к некоторому улучшению регрессионной модели (см. модели (13) и

(14)). Причины зависимости ΔT_F от ξ могут быть следующими. Никель в значительной степени усиливает чувствительность стали к отпускной хрупкости II рода [15]. При определенных условиях вклад радиационно-стимулированной сегрегации фосфора в охрупчивание материалов корпусов реакторов, легированных никелем, может превышать 50% [16, 17]. Некоторые экспериментальные данные свидетельствуют, что хром и марганец усиливают чувствительность стали к отпускной хрупкости, молибден (при концентрации до 1%) ее уменьшает [15].

Для уравнения регрессии (17) 95%-ная верхняя огибающая может быть представлена в следующем виде:

$$\Delta T_F = [7,11(C_{Mn}C_{Cr}/C_{Mo})^2 + 13] F^{1/3} \quad (\sigma = 30,3^\circ\text{C}). \quad (18)$$

Как видно из рис. 4, б, модель (17) оценивает радиационное охрупчивание основного металла ВВЭР-1000 лучше, чем модель (16), модель (18) консервативна.

Таким образом, радиационное охрупчивание материала сварных швов ВВЭР-1000 в значительной степени определяется содержанием в стали никеля. Для характерного диапазона изменения содержания фосфора и меди их влияние на радиационную чувствительность материалов корпусов ВВЭР-1000 является фоновым и в явном виде может не учитываться. Действующие в настоящее время нормативные зависимости не являются консервативными и должны быть изменены. Разработаны модели радиационного охрупчивания материалов корпусов ВВЭР-1000, которые могут быть предложены в качестве базы для разработки новых нормативных зависимостей для материала сварных швов (модель (15)) и основного металла (модель (18)). Для оценки фактического радиационного охрупчивания материала сварных швов и основного металла ВВЭР-1000 могут использоваться новые регрессионные модели (9) и (17) соответственно.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Hawthorne J. Irradiation embrittlement. — In: Treatise on Materials Science and Technology, 1983, v. 25, p. 461—524.
2. Алексеев Н.Н., Амаев А.Д., Горынин И.В., Николаев В.А. Радиационное повреждение стали корпусов водо-водяных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1981. 191 с.
3. Amaev A.D., Kryukov A.M., Levit V.I., Sokolov M.A. Radiation stability of ВВЭР-440 vessel materials. — In: Radiation Embrittlement of Nuclear Reactor Pressure Vessel Steels. ASTM STP 1170, 1993, p. 9—29.
4. Nikolaev Yu.A., Nikolaeva A.V., Kryukov A.M. et al. Radiation embrittlement and thermal annealing behavior of Cr—Ni—Mo reactor pressure vessel materials. — J. Nucl. Mater., 1995, v. 226, p. 144—155.
5. Kryukov A.M., Nikolaev Yu.A., Nikolaeva A.V. Behavior of mechanical properties of nickel-alloyed reactor pressure vessel steel under neutron irradiation and post-irradiation annealing. — Nucl. Engng Design, 1998, v. 186, p. 353—359.
6. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок ПНАЭ Г-7-002-86. М.: Энергоатомиздат, 1989. 525 с.
7. Kryukov A.M., Nikolaev Yu.A., Planman T., Platonov P.A. Basic results of the Russian ВВЭР-1000 surveillance program. — Nucl. Engng Design, 1997, v. 173, p. 333—339.
8. Nikolaev Yu.A., Nikolaeva A.V. Application of the floating curve model for estimation of re-irradiation embrittlement of ВВЭР-440 RPV steels. — In: Effects of Radiation on Materials. ASTM STP 1366, 2000, p. 460—470.
9. Golovanov V.N., Markina N.V., Raetsty V.M. et al. Irradiation of vessel materials using KORPUS facility of RBT-6 reactor. — In: Effects of Radiation on Materials, ASTM STP 1325, 1999, p. 233—245.
10. Planman T., Nikolaev Yu.A., Kryukov A.M., Nikolaev V.A. Evaluation of Irradiation Embrittlement of Russian WWER-1000 Reactor Pressure Vessel Beltline Steels. Report VALC325, VTT Manufacturing Technology, Espoo, Finland, February 1997, 1997. 67 p.
11. Nikolaeva A.V., Nikolaev Yu.A. Mechanism of the drop in the dependence of yield stress on neutron irradiation dose for low-alloy steel. — Mat. Sci. Engng, 1997, v. A234-236, p. 915—917.
12. Akamatsu M., Van-Duyzen J.C., Pareige P., Auger P. Experimental evidence of several contributions to the radiation damage of ferritic alloys. — J. Nucl. Mater., 1995, v. 225, p. 192—195.
13. Davies M., Kryukov A., English C., Nikolaev Yu. East/West steels for reactor pressure vessels. — In: Irradiation Effects and Mitigation. Proc. of the IAEA Specialists Meeting Held in Vladimir, Russian Federation, 1997, IWG-LMNPP-97/2, p. 42—61.

14. Nikolaev Yu.A., Nikolaeva A.V., Kryukov A.M. The nickel effect on mechanical property recovery under post-irradiation annealing. — In: Fourth Intern. Conf. on Material Science Problems in NPP Equipment Production and Operation, St. Petersburg, Russia, 1996, v. 1, p. 231—235.
15. Утевский Л.М., Гликман Е.Э., Карк Г.С. Обратимая отпускная хрупкость стали и сплавов железа. М.: Металлургия, 1987. 222 с.
16. Nikolaev Yu.A., Nikolaeva A.V. Embrittlement of low-alloyed steels due to impurity segregation at intergranular boundaries. — Material Science Forum, 1996, v. 207—209, p. 653—656.
17. Николаева А.В., Николаев Ю.А. Кинетика радиационно-стимулированной зернограницной адсорбции фосфора в низколегированных сталях. — In: Fourth Intern. Conf. on Material Science Problems in NPP Equipment Production and Operation, St. Petersburg, Russia, 1996, v. 3, p. 18—26.

Поступила 18.02.2000

В окончательной редакции 24.11.2000

УДК 621.039

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОВЕДЕНИЯ АКТИВИРОВАННЫХ ПРОДУКТОВ КОРРОЗИИ ПРИ ПУСКЕ РБМК-1000 ПОСЛЕ КАПИТАЛЬНОГО ПЛАНОВОГО РЕМОНТА

*Крицкий В.Г., Родионов Ю.А., Стяжкин П.С., Хасанова Г.Б. (ВНИПИЭТ),
Епихин А.И., Ковалев С.М., Козлов Е.П. (Ленинградская АЭС)*

Модели активации продуктов коррозии предлагались неоднократно [1—3]. Модель ТРАКТ-2 наиболее полно учитывает все факторы, влияющие на образование и миграцию радионуклидов в контуре АЭС [1]. Она содержит 24 параметра, характеризующие конкретный конструкционный материал и радионуклид. Кроме того, в контуре выделены семь участков и 13 объектов, для которых составляются свои уравнения и берутся соответствующие коэффициенты. Такая модель может быть полезна для оценки влияния того или иного фактора, но не может служить основой для прогнозирования поведения радионуклидов реальной реакторной установки. Упрощенные модели позволяют получить точное описание изменения концентрации радионуклида в контуре, но, как правило, дают неверные оценки количества отложений в активной зоне реактора [3].

Было показано, что для получения адекватной модели достаточно использовать простую схему контура (рис. 1) и всего четыре параметра:

постоянную выведения радионуклида из контура, включающую в себя сумму путей выведения;

скорость поступления нуклида-мишени в объем контура;

постоянную осаждения радионуклида и нуклида-мишени на поверхности активной зоны;

постоянную смыва радионуклида и нуклида-мишени с поверхности активной зоны.

Модель можно существенно упростить, если пренебречь процессами отложения нуклидов вне активной зоны, так как количество радионуклидов в активной зоне и выводимых из реактора намного больше, чем в остальной части контура.

Пренебрегая активацией примесей, находящихся в теплоносителе, накопление нуклида-мишени и соответствующего радионуклида на поверхности активной части контура и в воде КМПЦ можно описать системой уравнений вида



Р и с. 1. Схема к расчету активации нуклидов в активной зоне

$$\begin{aligned} \frac{\partial N}{\partial t} &= \lambda_{oc} M - \lambda_{oc} N; \\ \frac{\partial M}{\partial t} &= RN_A / m_m + \lambda_{cm} N - (\lambda_0 + \lambda_{oc}) M; \\ \frac{\partial A}{\partial t} &= \frac{\sigma \Phi W \lambda}{3,7 \cdot 10^{10}} N - (\lambda + \lambda_{cm}) A + \lambda_{oc} Q; \\ \frac{\partial Q}{\partial t} &= \lambda_{cm} A - (\lambda_0 + \lambda + \lambda_{oc}) Q, \end{aligned} \quad (1)$$