



# ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В КОРПУСАХ РЕАКТОРОВ ВВЭР ПОСЛЕ МНОГОПРОХОДНОЙ СВАРКИ, НАПЛАВКИ И ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО ОТПУСКА\*

**Б. З. МАРГОЛИН**, д-р физ.-мат. наук, **А. Я. ВАРОВИН**, **В. И. КОСТЫЛЕВ**, кандидаты техн. наук  
(ЦНИИ конструкционных материалов «Прометей», г. Санкт-Петербург, РФ)

Расчеты остаточных напряжений, которые возникают после сварки, наплавки и отпуска, выполнены применительно к корпусам реакторов типа ВВЭР. Процедура расчета основана на решениях температурной и неизотермической упругопластической задач методом конечных элементов. При решении деформационной задачи учтены  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращения и ползучесть. Проведенные исследования показали, что  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращение оказывает влияние на распределение остаточных напряжений в зависимости от условий, при которых этот эффект может быть значительным и при которых им можно пренебречь.

*Ключевые слова:* дуговая сварка, наплавка, отпуск, ядерный реактор, остаточные напряжения, охрупчивание, релаксация напряжений, расчет

Во многих исследованиях, посвященных оценке прочности корпусов реакторов [1–7], отмечается, что в расчетах должны быть учтены остаточные напряжения, вызванные сваркой и наплавкой. Анализ влияния остаточных напряжений на сопротивление корпусов хрупкому разрушению, выполненный исследователями различных стран, лежит в основе специального руководства МАГАТЭ [8], в котором оговорена необходимость учета остаточных сварочных напряжений.

Тем не менее, до сих пор в расчетах уровень остаточных напряжений и характер их распределения принимают достаточно произвольно и без учета их зависимости от особенностей технологии сварки, наплавки и отпуска. Например, для кольцевых швов принимают, что распределение как окружных, так и осевых остаточных напряжений можно описывать одним и тем же выражением вида

$$\sigma^{\text{res}}(x) = \sigma_{\text{max}}^{\text{res}} \cos\left(\frac{2\pi x}{S}\right) \quad (1)$$

где  $S$  — толщина стенки корпуса;  $x$  — координата по радиусу оболочки;  $\sigma_{\text{max}}^{\text{res}}$  имеет постоянные значения без учета вариаций температуры и продолжительности отпуска. Кроме того, распределение остаточных напряжений, вызванных наплавкой, обычно принимают следующим: в наплавке они приближаются к пределу текучести, а в ЗТВ и основном металле — к нулю.

В данной работе приведены результаты расчетов остаточных напряжений, вызванных сваркой, на-

плавкой и послесварочным отпуском, для корпусов ВВЭР-440/230 (реакторы без антикоррозионной наплавки), ВВЭР-440/213 и ВВЭР-1000 (реакторы с наплавкой). Исследования выполнены для кольцевых швов, находящихся в активной зоне корпуса (швы № 4), где поток нейтронов максимален и происходит более сильное охрупчивание материала по сравнению с другими частями корпуса. Следовательно, с точки зрения хрупкого разрушения эта зона является самой слабой, и здесь наиболее существенно проявляется влияние остаточных напряжений.

Процедура расчета основана на решении температурной и неизотермической упругопластической (для сварки и наплавки) и упруговязкопластической (для послесварочного отпуска) задач методом конечных элементов (МКЭ) [9–11].

**Особенности алгоритма решения деформационной задачи.** Основные уравнения для решения деформационной задачи базируются на теории течения [9–11]. Приведем только те зависимости, которые обеспечивают учет ползучести и структурных превращений.

*Формулировка условия текучести с учетом и без учета ползучести.* Остаточные напряжения, возникающие в процессе сварки и наплавки, определяют путем решения неизотермической упругопластической задачи с использованием модели Прандтля (идеальное упругопластическое тело) и условия текучести Мизеса в следующем виде:

$$\sigma_{\text{eq}} = \Phi(T), \quad (2)$$

где  $\Phi(T) \equiv \sigma_y(T)$  — функция, описывающая поверхность;  $\sigma_y$  — предел текучести.

Для оценки перераспределения остаточных напряжений при послесварочном отпуске упругопластическую задачу решали с учетом ползучести. Ее решение выполнено как решение упругопластической задачи с использованием модели изотропного упрочнения. При этом принято, что кривые деформация–напряжение зависят от пара-

\* По материалам доклада, заслушанного на Второй международной конференции «Математическое моделирование и информационные технологии в сварке и родственных процессах». — Кацивели, Крым, 13–17 сент. 2004.



метра Оджквиста  $\kappa = \int d\xi_{\text{eq}}^p (d\varepsilon_{\text{eq}}^p - \text{интенсивность приращения пластических деформаций})$ , скорости интенсивности приращения пластических деформаций  $\xi_{\text{eq}}^p$  и температуры  $T$ , а условие текучести сформулировано как

$$\sigma_{\text{eq}} = \Phi(\kappa, \xi_{\text{eq}}^p, T), \quad (3)$$

где  $\Phi(\kappa, \xi_{\text{eq}}^p, T)$  — функция, описывающая поверхность текучести.

Определение  $\Phi(\kappa, \xi_{\text{eq}}^p)$  для данной температуры выполнено на базе экспериментальных данных о релаксации напряжений [10]. Согласно [12, 13] релаксация напряжений при некоторой температуре  $T$  может быть описана уравнением

$$\frac{\sigma}{\sigma_0} = \exp(-k\tau^p), \quad (4)$$

где  $\sigma$  — текущее напряжение в момент времени  $\tau$ ;  $\sigma_0$  — начальное значение напряжения при  $\tau = 0$ ;  $k, p$  — константы материала.

При релаксации напряжений справедливо условие  $\varepsilon^c + \varepsilon^e = \text{const}$  ( $\varepsilon^c$  — деформация ползучести;  $\varepsilon^e$  — упругая деформация). Используя это условие и уравнение (4), получаем

$$\xi^c = \frac{kp}{E} \sigma \tau^{p-1}, \quad (5)$$

где  $\xi^c$  — скорость деформаций ползучести;  $E$  — модуль упругости. Приняв во внимание, что при одноосном нагружении  $\varepsilon_{\text{eq}}^c = \frac{2(1+\mu)}{3} \varepsilon^c$ ,  $\varepsilon_{\text{eq}}^c = \kappa$  и  $\sigma_{\text{eq}} = \sigma$ , из уравнений (4) и (5) получим

$$\xi_{\text{eq}}^c = \frac{2(1+\mu)}{3E} kp \sigma_{\text{eq}} \left[ \frac{1}{k} \ln \left( 1 + \frac{3E\kappa}{2(1+\mu)\sigma_{\text{eq}}} \right) \right]^{p-1}, \quad (6)$$

где  $\mu$  — коэффициент Пуассона.

Уравнение (6) можно представить в компактной форме  $\sigma_{\text{eq}} = \varphi(\kappa, \xi_{\text{eq}}^c)$  при  $\sigma_{\text{eq}} < \sigma_y$ .

В общем случае для модели идеального упругопластического тела ползучесть можно рассматривать следующим образом:

$$\Phi(\kappa, \sigma_{\text{eq}}^p) = \begin{cases} \varphi(\kappa, \xi_{\text{eq}}^c), & \text{если } \sigma_{\text{eq}} < \sigma_y; \\ \sigma_y, & \text{если } \sigma_{\text{eq}} \geq \sigma_y. \end{cases} \quad (7)$$

*Схематизация механических и теплофизических свойств с учетом  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращения.* Известно, что  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращение может существенно влиять на остаточные напряжения, причем влияние тем больше, чем ниже температура превращения при охлаждении [9, 14]. Для сталей низкой прочности  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращение происходит в интервале 600...800 °С, и в этом случае его воздействием можно пренебречь. Для корпусных сталей в зависимости от скорости охлаждения температура начала и конца  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращения изменяется соответственно в пределах от 450...550 до 260...360 °С. Сварка кор-

пусных реакторных сталей выполняется с предварительным подогревом, что снижает скорость охлаждения, и  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращение в этом случае происходит в температурном интервале 450...350 °С. При таких температурах  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращение может оказывать влияние на остаточные напряжения.

Остаточные напряжения, создаваемые в данной конструкции на данном режиме сварки, определяются свойствами материала, которые зависят не только от химического состава, но и от его структурного состояния. Последнее в процессе термического цикла может изменяться. Следовательно, в разные моменты времени для описания поведения данного материала следует использовать разные комбинации свойств. С точки зрения влияния  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращения на остаточные напряжения наиболее важным является учет изменения характера зависимостей  $\sigma_y(T)$  и  $\varepsilon^T(T)$  ( $\varepsilon^T$  — температурная деформация) при изменении структурного состояния материала.

Если в термическом цикле  $T_{\text{max}} > T_{A_{c1}}$ , то в материале будет происходить  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращение. Заметим, что скорости охлаждения при сварке весьма велики, следовательно, нужно учитывать два обстоятельства. Во-первых, при охлаждении существенно изменяется интервал  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращения и зависимость  $\varepsilon^T(T)$ . Во-вторых, при закалке материала значительно изменяется зависимость  $\sigma_y(T)$ . В последующем термическом цикле при достижении определенной температуры нагрева закаленного материала происходит распад пересыщенного раствора углерода в  $\alpha$ -Fe и распад остаточного аустенита. Соответственно изменяется удельный объем материала, т. е. зависимость  $\varepsilon^T(T)$ . Затем при более высоких температурах происходит рост и коагуляция карбидов. Эти явления сопровождаются разупрочнением материала, т. е. изменением зависимости  $\sigma_y(T)$ .

Нами описан алгоритм расчета остаточных напряжений с учетом изменений  $\sigma_y(T)$  и  $\varepsilon^T(T)$ , которые вызваны  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращением. На рис. 1 приведены три варианта зависимости свойств материала от температуры: в отпущенном и закаленном состоянии и при быстром охлаждении из аустенитного состояния.

Принято, что при нагреве закаленного материала (кривая 3) скачкообразное изменение удельного объема происходит при  $T = T_1$ , а разупрочнение — при  $T = T_{\text{tem}}$ . Соответственно, если закаленный материал будет нагрет до  $T \geq T_1$ , то в дальнейшем как при нагреве, так и при охлаждении  $\varepsilon^T(T)$  будет отвечать поведению отпущенного материала. Аналогично после нагрева закаленного материала до  $T \geq T_{\text{tem}}$   $\sigma_y(T)$  будет отвечать отпущенному состоянию. Кривые 1 и 3 на рисунке для  $\varepsilon^T(T)$  совпадают при  $T \geq T_1$ , а для  $\sigma_y(T)$  — при  $T \geq T_{\text{tem}}$ . Таким образом, кривые 3 отвечают зависимостям  $\varepsilon^T(T)$  и  $\sigma_y(T)$  для исходно закаленного материала во всем температурном интервале. Тепловые расчеты показали, что к началу следующего прохода материал в зоне предыдущего



прохода успевает охладиться до температур, близких к температуре предварительного подогрева, т. е. до  $T < T_1$ . Следовательно, следующий валик наплавляется на материал, находящийся либо в закаленном (кривые 3), либо в отпущенном состоянии (кривые 1). Поэтому можно не рассматривать достаточно сложную ситуацию, когда повторный нагрев начинается с момента охлаждения в предыдущем цикле до  $T_1 < T < T_4$ . С учетом отмеченного предлагается следующая схема состояния материала в текущем термическом цикле.

1. Исходное состояние материала — отпущенное:

- этап нагрева до  $T = T_{\max}$ : для  $\sigma_y(T)$  и  $\epsilon^T(T)$  используются кривые 1;
- этап охлаждения от  $T = T_{\max}$ : для  $\sigma_y$  и  $\epsilon^T$  при  $T_{\max} \leq T_4$  используются кривые 1, при  $T_{\max} > T_4$  — кривые 2.

2. Состояние материала после предыдущего термического цикла — закаленное:

- этап нагрева до  $T = T_{\max}$ : для  $\sigma_y$  и  $\epsilon^T$  при  $T < T_1$  используются кривые 3, при  $T > T_{\text{тем}}$  — кривые 1; при  $T_1 < T < T_{\text{тем}}$  для  $\epsilon^T$  используется кривая 1, для  $\sigma_y$  — кривая 3;
- этап охлаждения от  $T = T_{\max}$ : для  $\sigma_y$  и  $\epsilon^T$  при  $T_{\max} < T_4$  используются кривые 1 или 3,

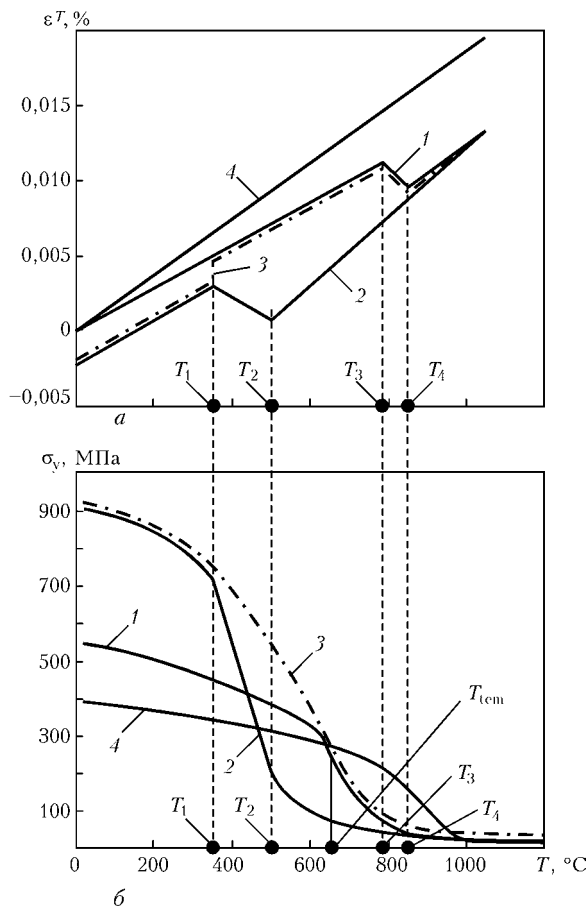


Рис. 1. Зависимость температурной деформации (а) и предела текучести (б) от температуры нагрева и охлаждения для основного металла и металла шва (1-3) и аустенитной наплавки (4):  $T_1, T_2$  — соответственно температура конца и начала  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращения при охлаждении;  $T_3, T_4$  — температуры начала и конца  $\alpha$ -Fe  $\rightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращения при нагреве;  $T_{\text{тем}}$  — температура, близкая к температуре отпуска

т. е. кривые, которые отвечают состоянию при  $T = T_{\max}$ , при  $T_{\max} > T_4$  — кривые 2.

Используя этот алгоритм, можно проследить изменение состояния и свойств материала в каждой точке в течение последовательных термических циклов при многопроходной сварке.

Следует отметить, что кривые 1 слабо зависят от скорости нагрева, а кривые 2 могут сильно зависеть от скорости охлаждения. Скорость охлаждения материала ЗТВ находится в пределах 3...6 °C/с, и согласно результатам экспериментальных исследований при таких скоростях различие между кривыми  $\epsilon^T(T)$  для сталей 15X2МФА и 15X2НМФА (основной металл для корпусов реакторов ВВЭР-440 и ВВЭР-1000 соответственно) совсем незначительное. Например, разность значений  $T_2$  тут не превышает 30 °C, так что температурный интервал  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращения для этих сталей фактически один и тот же. С учетом этого в расчетах было принято, что стали 15X2НФА и 15X2МФА и их сварные швы имеют идентичные зависимости  $\epsilon^T(T)$ . Разница в пределе текучести  $\sigma_y$  этих материалов не превышает 10 %, поэтому могут быть приняты одинаковые зависимости для  $\sigma_y(T)$ . Аустенитный материал наплавки не подвержен  $\alpha$ -Fe  $\rightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращению, следовательно, для него зависимости  $\sigma_y(T)$  и  $\epsilon^T(T)$  при нагреве и охлаждении совпадают.

Другие характеристики, необходимые для решения тепловой задачи (температурной зависимости удельной теплопроводности и удельной теплоемкости) и деформационной задачи (температурной зависимости модуля Юнга), приведены в работе [10].

**Расчет полей остаточных напряжений.** Объект исследования. На рис. 2 показана расчетная схема части корпуса реактора в зоне кольцевого сварного шва и последовательность проходов при сварке и наплавке (для ВВЭР-440/230 выполнение наплавки в расчете не рассматривали). Геометрия разделки кромок под сварку показана на рис. 3. Был принят следующий размер корпусов: для ВВЭР-440/230 и ВВЭР-440/213  $R_1 = 1770$  мм,  $R_2 = 1920$  мм; для ВВЭР-1000  $R_1 = 2070$  мм,  $R_2 = 2270$  мм. Во избежание краевого эффекта высоту цилиндра  $L$  принимали равной  $2\sqrt{R_2 S}$ .

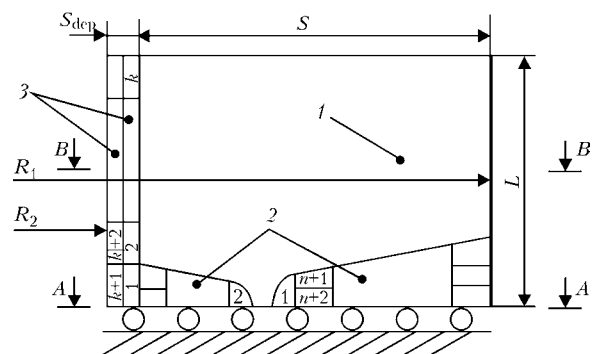


Рис. 2. Расчетная схема части корпуса реактора в зоне кольцевого сварного шва № 4 и схема заполнения разделки: 1 — основной металл; 2 — металл шва; 3 — металл наплавки;  $n$  — номер прохода для сварки;  $k$  — номер прохода для наплавки (остальные обозначения см. в тексте)

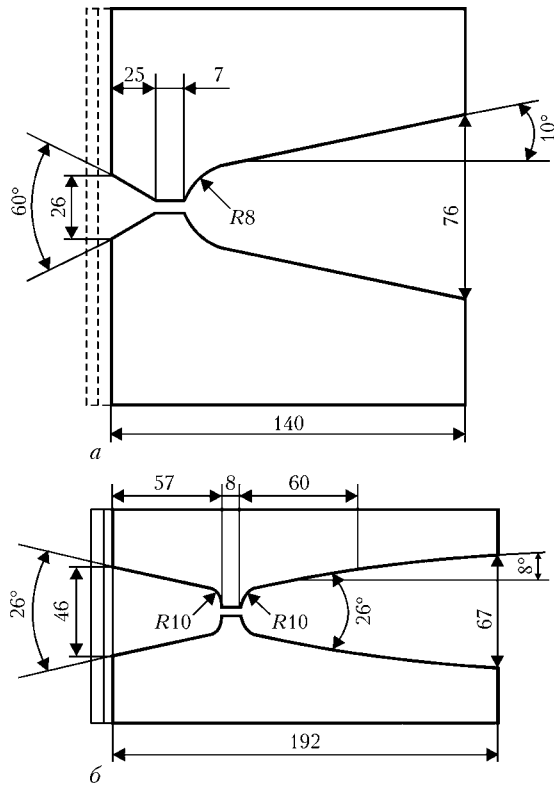


Рис. 3. Геометрия разделки кромок под сварку шва № 4 для ВВЭР-440 (а) и ВВЭР-1000 (б)

Сварку и наплавку корпусов выполняли с предварительным подогревом, температура которого для ВВЭР-440 составляла 200 °С перед сваркой и 150 °С перед наплавкой и соответственно 150 и 100 °С для ВВЭР-1000. После сварки и наплавки выполняли отпуск: для ВВЭР-440  $T_{\text{отп}} = 670$  °С, для ВВЭР-1000  $T_{\text{отп}} = 650$  °С. Продолжительность отпуска изменилась в пределах 10...50 ч.

**Процедура расчета.** Моделирование каждого прохода при сварке и наплавке выполняли путем разделения всего процесса на малые по времени шаги ( $\tau - \Delta\tau$ ,  $\tau$ ), решения тепловой задачи и определения поля температур на каждом шаге [10]. Зная поля температур в начале и конце шага ( $\tau - \Delta T$ ,  $\tau$ ), можно определить поле температурных деформаций  $\Delta\epsilon^T$ , которое является исходной информацией для решения упругопластической задачи для шага времени ( $\tau - \Delta\tau$ ,  $\tau$ ).

Моделирование послесварочного отпуска выполняли следующим образом. Входными данными для решения упругопластической задачи с учетом ползучести служили поля остаточных пластических деформаций после сварки и наплавки. В этой задаче неупругую деформацию в основном металле и металле шва рассматривали как мгновенную пластическую деформацию и/или деформацию ползучести, а неупругую деформацию в металле наплавки — только как мгновенную пластическую деформацию. Все расчеты выполняли в осесимметричной постановке. Параметры ползучести согласно (4) и [10] принимались  $k = 0,90$ ,  $p = 0,16$  для  $T = 650$  °С и  $k = 1,18$ ,  $p = 0,14$  для  $T = 670$  °С.

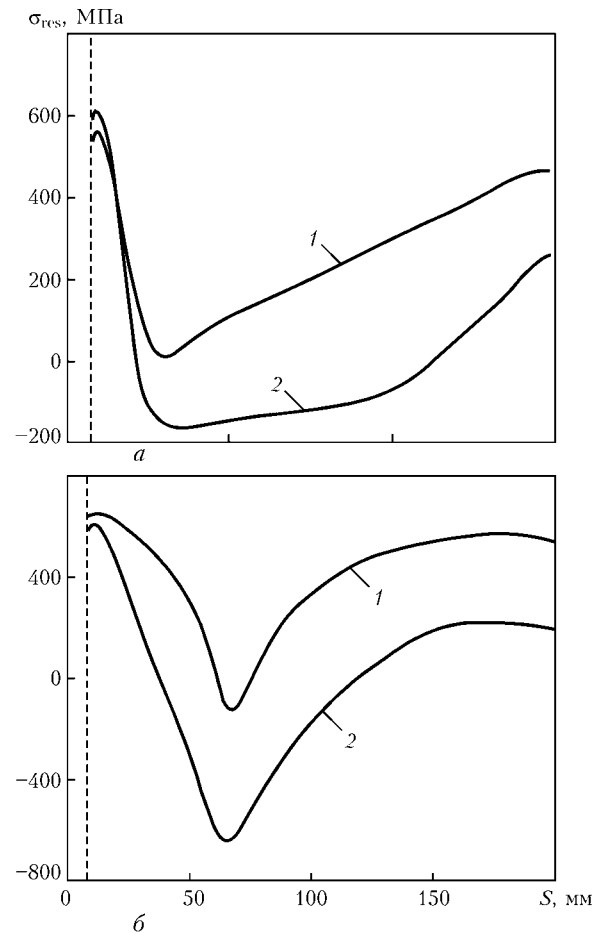


Рис. 4. Распределение остаточных окружных (1) и осевых (2) напряжений в сечении А-А (см. рис. 2) после сварки шва № 4 для ВВЭР-440/213, ВВЭР-440/230 (а) и ВВЭР-1000 (б)

**Результаты расчетов.** Как видно из приведенных результатов, распределение окружных и осевых напряжений в металле шва носит неравномерный характер, вплоть до перемены знака (рис. 4–7). После сварки максимальные растягивающие напряжения создаются в шве вблизи внутренней и внешней поверхности корпуса; максимальные сжимающие напряжения — в зоне корня шва; значения остаточных напряжений достигают предела текучести. После наплавки и отпуска максимальные значения растягивающих напряжений в металле шва и основном металле распределяются в зоне перехода к наплавке, окружные остаточные напряжения во всех зонах находятся на уровне осевых. Максимальные растягивающие напряжения действуют на внутренней и внешней поверхности корпуса без наплавки (ВВЭР-440/230).

После отпуска происходит значительная релаксация растягивающих напряжений в металле шва и основном металле; растягивающие напряжения в наплавке почти не изменяются и остаются близкими к пределу текучести во всем сечении по толщине; максимальные растягивающие напряжения в шве и основном металле в значительной степени определяются как температурой, так и продолжительностью отпуска (рис. 8). Различное распределение остаточных напряжений по сечению

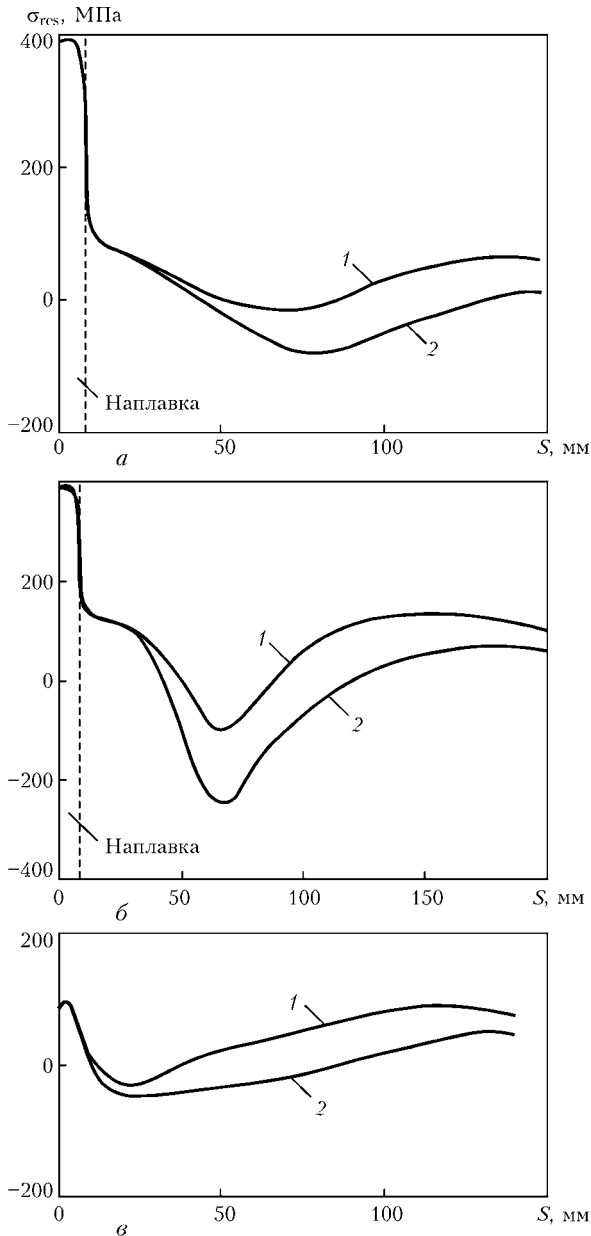


Рис. 5. Распределение остаточных окружных (1) и осевых (2) напряжений в сечении А-А (см. рис. 2) после сварки шва № 4, наплавки и отпуска (10 ч) для ВВЭР-440/213 (а), ВВЭР-1000 (б) и после сварки шва № 4 и отпуска (10 ч) для ВВЭР-440/230 (в)

стенки обусловлено такими факторами, как разная форма шва № 4 для ВВЭР-440 и ВВЭР-1000, наличие наплавки для ВВЭР-440/213 и ВВЭР-1000 и ее отсутствие для ВВЭР-440/230, разные температуры отпуска для ВВЭР-440 и ВВЭР-1000.

Итак, распределение осевых и окружных остаточных напряжений в сечении сварных швов не может быть описано выражением (1). Оценка безопасности корпусов по критерию хрупкого разрушения выполняется для постулируемых дефектов глубиной не более 1/4 толщины стенки корпуса. Следовательно, достаточно аппроксимировать полученное распределение остаточных напряжений для различных корпусов типа ВВЭР в пределах 1/4 толщины стенки [15]. Для описания осевых и окружных остаточных напряжений в сечении сварного шва А-А для корпусов

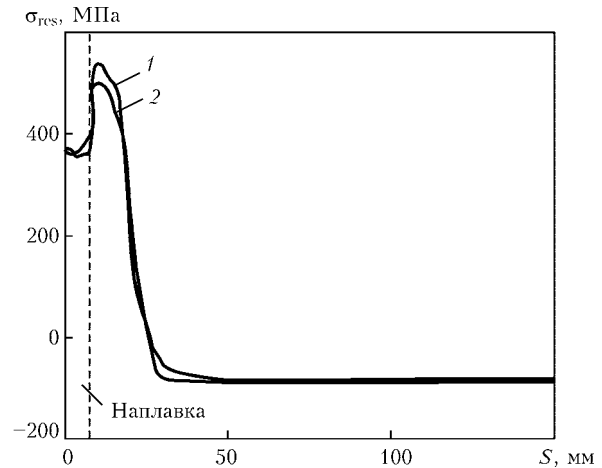


Рис. 6. Распределение остаточных окружных (1) и осевых (2) напряжений после наплавки в сечении В-В (см. рис. 2) вне зоны шва № 4 для ВВЭР-440/213

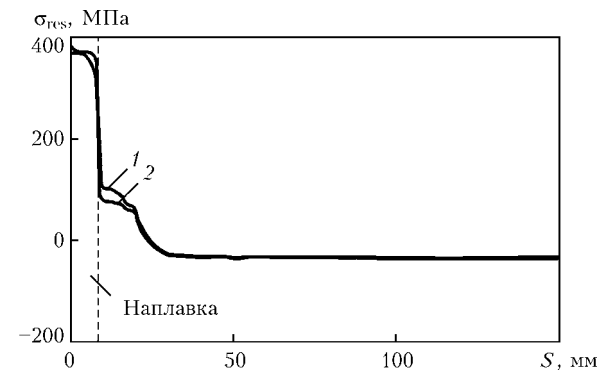


Рис. 7. Распределение остаточных окружных (1) и осевых (2) напряжений после наплавки в сечении В-В (см. рис. 2) вне зоны шва № 4 и отпуска в течение 10 ч для ВВЭР-440/213

с наплавкой (ВВЭР-440/213 и ВВЭР-1000) предлагаются следующие зависимости:

$$\begin{cases} \sigma^{res}(x) = \sigma_{cl}^{res} \text{ при } x < S_{dep}, \\ \sigma^{res}(x) = \sigma_{max}^{res} (a_0 + a_1 \hat{x} + a_2 \hat{x}^2 + a_3 \hat{x}^3 + a_4 \hat{x}^4) \text{ при } S_{dep} \leq x \leq 0,25S, \end{cases} \quad (8)$$

где  $\hat{x} = x - S_{dep}$ ;  $x$  — координата по толщине стенки корпуса, начиная от его внутренней поверхности, мм;  $S_{dep}$  — толщина наплавки;  $S$  — толщина стенки корпуса.

Величины напряжений  $\sigma_{cl}^{res}$  и  $\sigma_{max}^{res}$ , используемые в (8), показаны на рис. 8 как функции температуры и продолжительности отпуска. Коэффициенты  $a_i$  в (8) приведены в таблице. Для описания распределения остаточных напряжений, вызванных наплавкой в стенке корпуса вне сварного шва, можно использовать результаты, приведенные в работе [10]:

$$\begin{cases} \text{при } t(x) \leq S_{dep} & \sigma^{res}(x) = \sigma_{cl}^{res}, \\ \text{при } S_{dep} \leq x \leq 2,5S & \sigma^{res}(x) = \sigma_{max}^{res}, \\ \text{при } t(x) > 2,5S_{dep}, & \\ \sigma^{res}(x) = \sigma_{max}^{res} - 2\sigma_{max}^{res} (x - 2,5S_{dep})/S_{dep}, & \text{если } \sigma^{res}(x) > \sigma_{com}, \\ \sigma^{res}(x) = \sigma_{com}, & \text{если } \sigma^{res}(x) \leq \sigma_{com}, \end{cases} \quad (9)$$

где  $\sigma_{com}$  — однородное сжимающее напряжение, определяемое из уравнений равновесия.

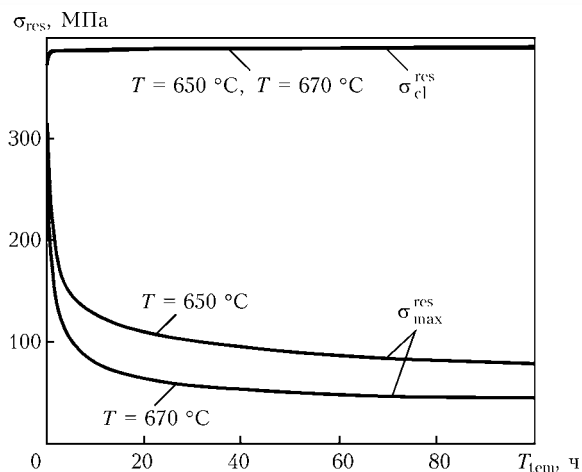


Рис. 8. Зависимость остаточных напряжений от продолжительности и температуры отпуска

Для описания распределения осевых и окружных остаточных напряжений в сварном шве в сечении А-А для корпусов без наплавки (ВВЭР-440/230) предложена следующая зависимость:

$$\sigma^{\text{res}}(x) = \sigma_{\text{max}}^{\text{res}}(a_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + a_4x^4) \quad (10)$$

при  $0 \leq x \leq 0,25S$ .

Коэффициенты  $a_i$  в (10) также даны в таблице.

**Анализ влияния  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращения на остаточные напряжения.**  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращение происходит при термическом цикле от  $T_{\text{max}} > T_4$  и сопровождается увеличением объема при низких температурах, поэтому остаточные напряжения оказываются низкими ( $\cong 0,2\sigma_y$ ).

Как следует из рис. 1, после сварки остаточные напряжения в шве (в зоне последних проходов) близки к пределу текучести материала в отпущенном состоянии. Это указывает на незначительное влияние  $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращения на остаточные напряжения, что можно объяснить следующим образом. При многопроходной сварке каждая точка шва подвергается неоднократному воздействию термических циклов. По мере удаления очередного прохода от рассматриваемой точки максимальная температура очередного термического цикла в данной точке снижается, следовательно, после термического цикла от  $T_{\text{max}} > T_4$  (см. рис. 1) найдется термический цикл, в котором  $T_{\text{max}} \leq T_3$ . В термическом цикле от  $T_{\text{max}} \leq T_3$   $\gamma$ -Fe  $\rightarrow$   $\alpha$ -Fe-превращение отсутствует, а максимальная температура достаточно высока, чтобы создать на стадии нагрева большие пластические деформации сжатия, поэтому при охлаждении

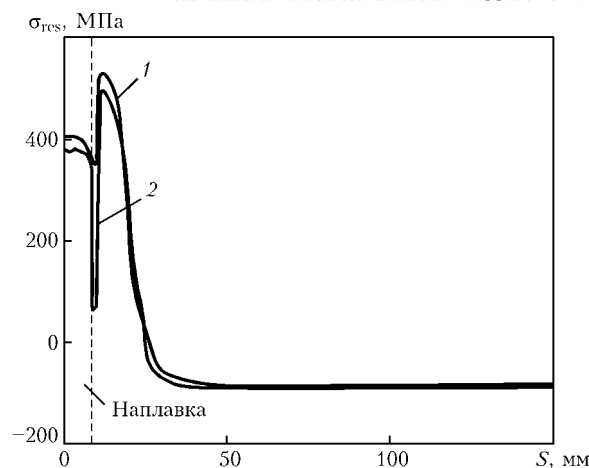


Рис. 9. Распределение остаточных окружных (1) и осевых (2) напряжений после наплавки в сечении В-В (см. рис. 2) вне зоны шва № 4 для ВВЭР-440/213

сформируются остаточные растягивающие напряжения, близкие к пределу текучести.

Другими словами, при выполнении сварного шва область, где проявится влияние  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращения, практически ограничена последними проходами.

В корпусах с наплавкой вблизи внутренней поверхности остаточные напряжения фактически будут созданы заново при выполнении наплавки и, таким образом,  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращение при сварке корпусов не окажет значительного влияния на уровень и характер распределения остаточных напряжений в шве. Однако при малом количестве проходов, в частности, при выполнении наплавки, может сложиться иная ситуация. В качестве примера рассмотрим три случая.

**Случай 1.** При нанесении второго слоя наплавки  $T_{\text{max}}$  в ЗТВ достаточно велика, но ниже  $T_3$ . Такая ситуация практически реализуется при номинальной толщине первого слоя и выполнении второго слоя на номинальных режимах. Остаточные напряжения для этого случая показаны на рис. 6 и 7.

**Случай 2.** При выполнении второго слоя в тех областях ЗТВ, где  $T_{\text{max}} > T_4$ , остаточные напряжения будут низкими. Такая ситуация может иметь место, если второй слой наплавляется с повышенным тепловложением или на участках с заниженной толщиной первого слоя. Остаточные напряжения для этого случая показаны на рис. 9 и 10. Моделирование этих случаев выполнялось посредством задания во втором проходе повышенного тепловложения.

**Значения коэффициентов  $a_i$  для расчета остаточных осевых  $\sigma_{zz}^{\text{res}}$  и окружных  $\sigma_{\theta\theta}^{\text{res}}$  напряжений (МПа) по уравнениям (8) и (10)**

Коэффициент $a_i$	ВВЭР-440/213		ВВЭР-440/230		ВВЭР-1000	
	$\sigma_{zz}^{\text{res}} \cdot 10^{-6}$	$\sigma_{\theta\theta}^{\text{res}} \cdot 10^{-6}$	$\sigma_{zz}^{\text{res}} \cdot 10^{-6}$	$\sigma_{\theta\theta}^{\text{res}} \cdot 10^{-6}$	$\sigma_{zz}^{\text{res}} \cdot 10^{-6}$	$\sigma_{\theta\theta}^{\text{res}} \cdot 10^{-6}$
$a_0$	1	1	1	1	1	1
$a_1$	+9225	-1650	-11087	+1321	-11962	-1831
$a_2$	-1775	-1062	-8637	-14162	+2431	+196
$a_3$	+23,7	+16,7	+368,1	+672,1	-133	-29,2
$a_4$	-0,084	-0,065	-4,2	-8,7	+1,37	+0,29

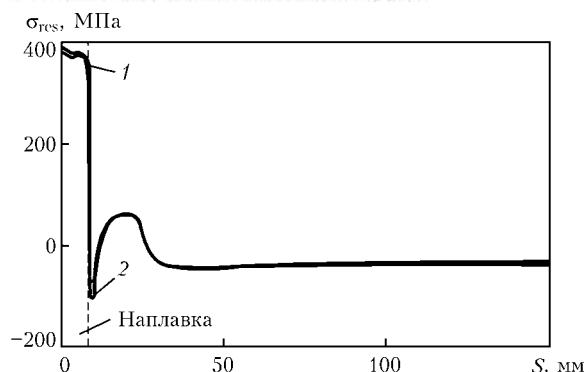


Рис. 10. Распределение остаточных окружных (1) и осевых (2) напряжений вне зоны шва № 4 в сечении В-В (см. рис. 2) после наплавки и отпуска в течение 10 ч для ВВЭР-440/213

**Случай 3.** При выполнении второго слоя имеют место низкие температуры ЗТВ ( $T_{\max} < 300$  °С). Такая ситуация может сложиться, если второй слой наплавляется при пониженном тепловложении или на участках с завышенной толщиной первого слоя. В этом случае на стадии нагрева в ЗТВ не возникают пластические деформации укорочения и остаточные напряжения остаются такими же, как после первого прохода, и близкими к напряжениям для случая 2.

Для получения консервативной оценки сопротивления корпуса хрупкому разрушению следует использовать остаточные напряжения, которые отвечают первому случаю.

### Выводы

1. Предложена процедура расчета остаточных напряжений и деформаций, которая учитывает  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращение и формирование напряжений и деформаций после сварки и наплавки, а также процессы релаксации напряжений в процессе послесварочного отпуска.

2. На основе предложенной процедуры выполнены расчеты, которые позволили проанализировать остаточные напряжения после сварки, наплавки и отпуска для корпуса реактора типа ВВЭР.

3. Показано, что при многопроходной сварке влияние  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращения на остаточные напряжения в сварном шве незначительно, но при малом количестве проходов, например, при выполнении наплавки,  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-превращение может существенно повлиять на распределение остаточных напряжений. Так, если в ЗТВ  $T_{\max} > T_4$  при каждом проходе, то  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-прев-

ращение оказывает влияние на остаточные напряжения, а если на последнем проходе  $T_{\max} < T_3$ , то влияние на остаточные напряжения практически отсутствует.

4. Результаты численных расчетов распределения остаточных напряжений представлены в аналитическом виде. Полученные зависимости можно использовать для консервативной оценки прочности корпусов реакторов, так как они дают верхний предел остаточных сварочных напряжений.

1. Карзов Г. П., Тимофеев Б. Т., Леонов В. П. Сварные сосуды высокого давления: прочность и долговечность. — Л.: Машиностроение, 1982.
2. Sauter A. Influence of cladding on linear elastic RPV-analysis during loss of coolant accident // Nucl. Eng. Des. — 1983. — N 78. — P. 347–358.
3. Smith E. The restraining effect of austenitic cladding on the extension of a three-dimensional crack into the wall of a water-cooled nuclear reactor pressure vessels during a hypothetical overcooling accident // Ibid. — 1984. — N 78. — P. 79–84.
4. Baumjohann F. Calculation thermoplastic stresses of a reactor pressure vessel with cladding from stress-relief annealing up to a thermal shock // Ibid. — 1986. — N 96. — P. 323–335.
5. Faure F., Leggatt R. H. Residual stresses in austenitic stainless steel primary coolant pipes and welds of pressurized water reactor // Int. J. Pres. Ves. Piping. — 1996. — N 65. — P. 265–275.
6. Ferril D. A. et al. Measurements of residual stresses in a heavy weldment // Welding Res. — 1966. — P. 504–514.
7. Keim E., Schopper A., Hertlein R. Application of a deterministic procedure for life management of reactor pressure vessels of Western and Eastern type of reactors under pressurized thermal shock loading // Proc. of 7th Intern. conf. on material issues in design, manufacturing and operation of nuclear power plants equipment, St.-Petersburg, June 17–21, 2002. — Vol. 1. — P. 118–130.
8. Guidance on the reactor pressure vessel PTS assessment for WWER nuclear power plants: WWER-SC-157. — Int. Atomic Energy Agency, 1996.
9. Карзов Г. П., Марголин Б. З., Швецова В. А. Физико-механическое моделирование процессов разрушения. — СПб: Политехника, 1993.
10. Kostylev V. I., Margolin B. Z. Determination of residual stress and strain fields caused by cladding and tempering of reactor pressure vessels // Int. J. Pres. Ves. Piping. — 2000. — N 77. — P. 723–735.
11. Махненко В. И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. — Киев: Наук. думка, 1976.
12. Ровинский Б. М., Лютцау В. Г. Релаксация микронапряжений // Журн. техн. физики. — 1957. — 27, № 2. — С. 345–350.
13. Бордзыка А. М., Гецов Л. Б. Релаксация напряжений в металлах и сплавах. — М.: Металлургия, 1972.
14. Винокуров В. А. Сварочные деформации и напряжения. — М.: Машиностроение, 1968.
15. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПНАЭ Г-7-002-86). — М.: Энергоатомиздат, 1989.

Calculations of residual stresses formed after welding, surfacing and tempering have been made for bodies of the water-moderated (WWER) type reactors. The calculation procedure is based on solutions of temperature and non-isothermal elasto-plastic problems obtained using the finite elements method.  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-Fe-transformations and creep have been allowed for in solving the deformation problem. The investigations conducted show that the  $\alpha$ -Fe  $\leftrightarrow$   $\gamma$ -Fe-ransformation does have an effect on the distribution of residual stresses depending upon the conditions, under which this effect can be substantial, and under which it can be ignored.

Поступила в редакцию 01.01.2005