

УДК 539.3

© 1993 г. Н. И. ДРОБЫШЕВСКИЙ, А. С. ФИЛИПОВ

РАСЧЕТ СВАРОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ТРУБЕ И ИХ СНЯТИЕ ВНЕШНИМ ДАВЛЕНИЕМ

Надежность сварных соединений сильно зависит от величины и распределения остаточных напряжений, устанавливающихся в изделии после остывания. Остаточные напряжения зачастую оказываются основной причиной, способствующей разрушению узлов конструкций. Теоретическое определение остаточных напряжений опирается на решение двух задач: о распределении температуры и о нахождении вызванного нагревом напряженно-деформированного состояния (НДС). Задачи нелинейны и получение аналитических решений здесь возможно только после значительных упрощений [1—3].

Решение задачи теплопроводности, как правило, находится при помощи различных аналитических приближений, таких, например, как формула Рыкалина [1] и других, в которых рассматривается квазистационарная задача, и поток тепла от сварочной дуги заменяется точечным или линейно распределенным по толщине источником, движущимся с постоянной скоростью. Используются также численные методы (конечно-элементные или конечно-разностные), которые позволяют решить нестационарную задачу теплопроводности с учетом реального распределения источников тепла и характеристик материала [4]. Достаточно полное описание различных замкнутых аналитических приближений решения задачи распространения тепла при сварке приведено в [5, 6].

Напряженно-деформированное состояние в свариваемых деталях находится, обычно, при помощи численных методов, причем наиболее часто используется метод конечных элементов [7, 8].

Появление мощных ЭВМ и эффективных численных методов дало возможность решать задачу о сварочных напряжениях в более реалистической постановке, с учетом формы и размеров свариваемых деталей, многопроходности сварки, температурной зависимости термомеханических характеристик металлов. В 70—80 гг. появляется ряд работ, посвященных описанию моделей и результатов расчетов сварочных напряжений, а также их экспериментальной проверке [8].

Большое внимание уделяется сварке труб, в частности в атомной энергетике, где долговременная прочность сварных швов является одним из условий безопасной эксплуатации всей АЭС. Наличие значительных осевых растягивающих напряжений на внутренней поверхности трубы, возникающих при сварке, в условиях коррозионно активной среды способствует возникновению и развитию трещин в металле [8].

Ряд результатов расчетных и экспериментальных исследований многопроходного режима сварки труб приведен в [4, 9—11]. Там, в частности, показано, что уменьшение количества сварочных проходов с целью экономии времени расчета незначительно сказывается на вычисленных значениях остаточных напряжений. Экспериментальные результаты для труб различных диаметров получены в [12]. В [13] исследовалось влияние толщины стенок трубы на характер распределения остаточных напряжений. Было обнаружено, что остаточные напряжения с утолщением стенок трубы становятся в большей степени сжимающими. Простые способы оценки остаточных напряжений, возникающих в результате сварки труб, были предложены в [14, 15].

На основе проведенных исследований были выработаны подходы и упрощения в численном моделировании, справедливость которых можно считать с достоверностью установленной. В основном расчеты выполнялись методом конечных элементов при следующих допущениях [8, 15]: задача является осесимметричной и одновременно симметричной относительно плоскости, проходящей через центральную линию кольцевого сварочного шва; материал считается упругопластическим, подчиняющимся критерию текучести Мизеса; зависящим от температуры является только предел текучести.

Наличие значительных растягивающих напряжений на внутренней поверхности кольцевого сва-

рочного шва приводит, как было ранее указано, к повышению вероятности растрескивания трубы. Для снятия этих напряжений в 80-х годах было предложено несколько различных способов. Предлагаемые методы, в основном, сводились к приложению механического давления к внешней поверхности сваренной трубы или к локальному нагреву внешней поверхности сварочного шва [16—20].

В публикуемой работе предлагается конечно-элементная методика сквозного расчета в двумерном приближении напряжений при сварке и последующем приложении эксплуатационной нагрузки. Рассмотрена задача определения сварочных напряжений в трубопроводе и последующего их снижения при помощи приложения внешнего механического давления. В расчетной модели приняты приведенные выше допущения, но с более общими температурными зависимостями. Результаты расчета сравниваются с экспериментами и аналогичными расчетами, приводимыми в литературе. Обсуждается степень влияния на величину остаточных напряжений упрощений, принимаемых в численной модели.

1. Расчетная модель. Исследование термомеханических процессов при сварке сводится к трем основным этапам: моделированию ввода тепла при сварке, решению задачи теплопроводности с полученным распределением потоков тепла или источников, определению НДС конструкции по найденному распределению температуры в пространстве и во времени.

1.1. Решение задачи теплопроводности. Уравнение теплопроводности решается методом конечных элементов. Используются четырехугольные линейные элементы, которые могут также вырождаться в треугольные. Интегрирование в элементах производится с помощью квадратуры Гаусса 2×2 , причем температурная зависимость свойств материала учитывается в гауссовской точке [21, 22].

Интегрирование по времени проводится по однопараметрической схеме с весом α , являющейся безусловно устойчивой при $\alpha \geq 1/2$ [21]. Для нахождения равновесного состояния в нелинейных задачах используются сходящиеся к неподвижной точке итерации с релаксацией.

В процессе сварки температура заметно превышает температуру плавления, металл плавится и поглощает тепло, а при остывании отдает его обратно в окружающие слои. Эти процессы учитываются в модели сварочного процесса при решении уравнения теплопроводности. Согласно расчетам сварки труб, а также по литературным данным [8, 15], итоговое расчетное распределение сварочных напряжений зависит, в основном, от вложенной энергии на сварочный слой. Если зависимость теплофизических коэффициентов от температуры и фазовые превращения не учитывать, расчет теплопроводности существенно упрощается и нелинейную температурную задачу можно заменить на линейную с постоянными коэффициентами без заметного ущерба для расчета НДС.

1.2. Задание теплового режима сварки. Задание реалистических исходных данных по тепловому потоку, моделирующих ввод тепла сварочной дугой, необходимо для обладания уверенностью в точности всего численного моделирования сварки, особенно при недостатке экспериментальных данных. Важным расчетным параметром является энергоклад за один проход, хотя при увеличении числа проходов влияние этой величины на остаточные напряжения становится менее заметным [13, 15].

При выборе параметров источника тепла для численного моделирования сварки будем исходить из величины мощности вводимого тепла, даваемого известной формулой

$$Q = 0,24\eta UI \quad (1)$$

где КПД нагрева $\eta \approx 0,7 - 0,8$, U — напряжение, I — ток сварки. Распределение источников тепла должно суммарно соответствовать этой величине. В численных расчетах задачи теплопроводности естественно вводить тепло с помощью потоковых граничных условий. Распределение потока тепла сварочной дуги по пятну

воздействия обычно считается радиально-симметричным и распределенным по гауссову закону [8, 23]

$$F(r) = F_0 \exp(-\alpha r^2) \quad (2)$$

Когда ось электрода в процессе сварки проходит над некоторой точкой, вносимый поток тепла в этой точке считается зависящим от времени t также по экспоненциальному закону, соответствующему распределению (2), в котором $r = v_c t$, v_c — скорость сварки:

$$f(t) = f_0 \exp(-\beta t^2), \quad \beta = \alpha v_c^2 \quad (3)$$

Это выполняется точно для точек, над которыми проходит центр гауссова распределения (2). Для упрощения процедуры эта же зависимость от времени применяется для задания потока во всех точках шва, расположенных на данном расстоянии от оси трубы, в которых задается поток тепла, т. е. поперечное пространственное распределение потока в шве считается однородным. Как показывают расчеты, это предположение не изменяет рассчитываемую температуру и НДС.

Коэффициент β связан с режимом сварки. Если r_{05} — радиус, на котором $\exp(-\alpha r_{05}^2) = 0,05$, то $\beta \approx 3(v_c/r_{05})^2$. Множитель f_0 определяется исходя из условий равенства интеграла от зависимости (3) по времени данного прохода энерговыкладу за проход $W = Q2\pi r_0/v_c$, где r_0 — радиус трубы. Численные величины параметров задаются исходя из режима сварки. Типичные значения $U = 16$ В, $I = 80-100$ А, $r_{05} = 8-12$ мм.

1.3. Определение напряжений и деформаций. В реальном масштабе времени находится квазистационарное (без учета сил инерции) решение, связанное с изменяющимся во времени распределением температуры, которое записано для ряда последовательных моментов времени и считается по мере выполнения программы. В уравнениях статического равновесия деформируемого тела в напряжениях [24] используются переменные Лагранжа.

Связь между деформациями ε_{ij} и напряжениями σ_{ij} для термоупругопластического материала с константами, зависящими, (только) от температуры, имеет вид [25]:

$$d\sigma_{ij} = 2G(de_{ij} - d\varepsilon_{ij}^p) - Gs_{ij}d(1/G) + \delta_{ij}K[d\varepsilon_{kk} - \sigma_{kk}d(1/3K) - 3d\varepsilon^T] \quad (4)$$

где $e_{ij} = \varepsilon_{ij} - 1/3\delta_{ij}\varepsilon_{kk}$ — девиаторы деформаций, G , K — модули сдвига и объемного сжатия, $3d\varepsilon^T$ — температурная объемная деформация, $d\varepsilon_{ij}^p$ — пластические деформации, связанные с девиаторами напряжений s_{ij} ассоциированным законом течения

$$d\varepsilon_{ij}^p = ds_{ij} \quad (5)$$

Подразумевается условие текучести Мизеса

$$1/2s_{ij}s_{ij} - 1/3\sigma_y^2(\varepsilon^p, T) = 0 \quad (6)$$

где предел текучести зависит от температуры; при пластическом течении принимается модель изотропного упрочнения [26]. Эффективная пластическая деформация ε^p связана с эффективным напряжением σ_e соотношением

$$\sigma_e d\varepsilon^p = s_{ij} d\varepsilon_{ij}^p, \quad \sigma_e^2 = 3/2s_{ij}s_{ij} \quad (7)$$

В расчетах ε^p определяется как

$$\varepsilon^p = \int_0^t \left(\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p \right)^{1/2} dt \quad (8)$$

Для множителя $d\lambda$ из соотношения (5) получается выражение

$$d\lambda = \left[s_{ij} de_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_e^2 d \left(\frac{1}{G} \right) - \frac{\sigma_y}{3G} \left(\frac{d\sigma_y}{dT} \right) dT \right] \left[\frac{2}{3} \sigma_e^2 \left(1 + \frac{H}{3G} \right) \right] \quad (9)$$

где $H = \partial \sigma_y / \partial \epsilon^p$ — пластический модуль.

Приращение тепловых деформаций $d\epsilon^T$ записывается через коэффициент теплового расширения α , также зависящий от температуры

$$d\epsilon^T [(d\alpha/dT)(T - T_0) + \alpha] dT \quad (10)$$

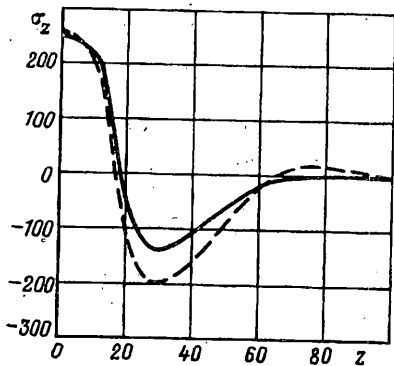
В расчетах пластического течения с этими соотношениями применяется процедура радиального возврата напряжений на круг текучести [27, 28].

Для решения уравнений равновесия деформируемого тела используется метод конечных элементов (МКЭ) [21, 22]. Последний, в силу универсальности своего подхода, представляется наиболее эффективным средством при рассмотрении существенно нелинейных задач взаимодействия тел со сложными изменяющимися границами и учетом температурной зависимости характеристик материала. Пространственная дискретизация выполняется при помощи билинейных четырехузловых элементов [21, 22], при этом приращение напряжений на каждом шаге по времени (нагрузению) вычисляется одноточечным численным интегрированием в гауссовых квадратурах. Соответственно, напряжения в программе на каждом шаге нагружения хранятся только для этой одной точки конечного элемента. Для вычисления матрицы жесткости элемента используется четырехточечное (2×2) численное интегрирование в гауссовых квадратурах, поскольку матрица, построенная одноточечным интегрированием, может давать нулевые напряжения для некоторых форм, сдвиговых деформаций элемента, в результате чего появляются существенные искажения расчетной сетки вычислительного происхождения.

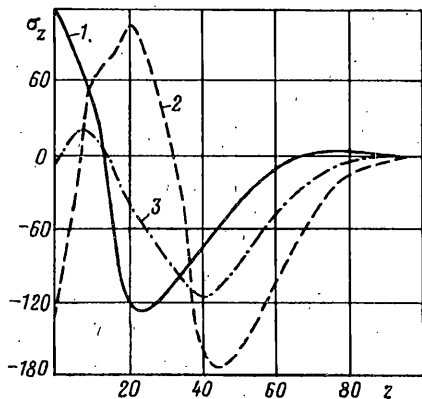
Решение нелинейной системы уравнений на каждом шаге по времени (или шаге по нагружению) проводится, используя модифицированный метод Ньютона с линейным поиском длины шага [29]. При этом перестройка матрицы жесткости проводится через заданное число итераций и шагов по времени, или в том случае, если длина шага Ньютона достигнет определенного минимального значения. Решение линейной системы уравнений основано на факторизации Холецкого, причем, если собственное значение матрицы жесткости станет меньше заданного числа, проводится модификация соответствующей строки матрицы разложения Холецкого [30].

2. Особенности моделирования сварки. Предполагается, что для отдельного прохода сварочный шов накладывается одновременно по всей окружности трубы, а затем происходит остывание трубы и так далее. При расчете многопроходных режимов сварки все сварочные слои вводятся в начале расчета, причем каждый слой отдельной группой элементов со своими константами материала. Задача теплопроводности обычно решалась в линейном приближении. При расчете НДС используется материал с зависящими от температуры характеристиками: модулем упругости, температурным коэффициентом расширения, пределом текучести, модулем упрочнения. В расчете как температуры, так и напряжений тепловые и жесткостные характеристики слоев, которые не должны присутствовать к текущему моменту времени, нейтрализуются, т. е. их теплоемкости, теплопроводности и модуль Юнга берутся на несколько порядков ниже, чем в основном материале.

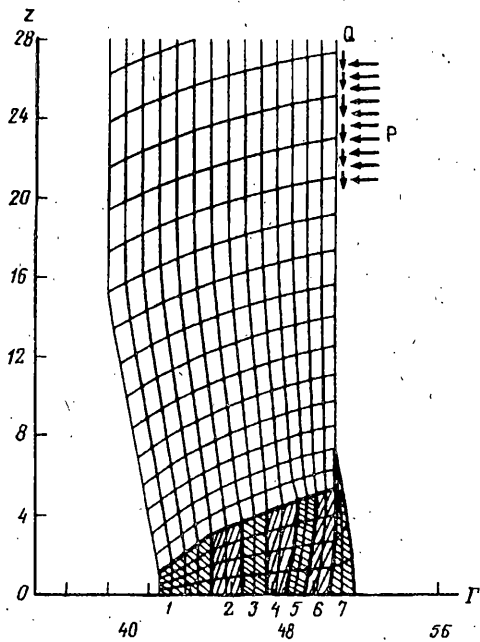
Взаимодействие программ при расчете задач термоупругопластичности строится следующим образом. Решая задачу теплопроводности находим зависящее от времени поле температуры. Вычисления проводятся на той же расчетной области и с тем же разбиением на элементы, что и задача определения НДС. Формируется файл, содержащий последовательные по времени температурные состояния в



Фиг. 1



Фиг. 3

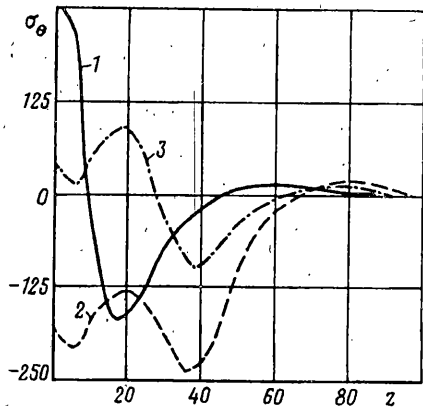


Фиг. 2

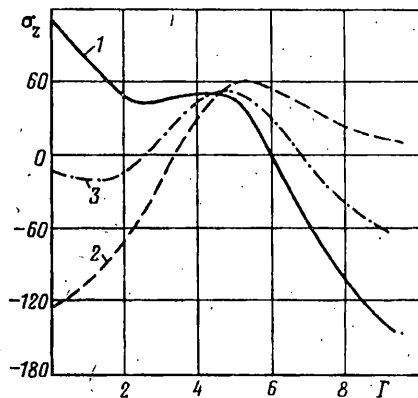
узловых точках, которые считываются программой расчета НДС по мере ее выполнения. Промежуточные температурные состояния находятся интерполяцией.

3. Расчет остаточных напряжений при сварке труб. Для подтверждения достоверности работы предлагаемой методики рассмотрим задачу определения напряжений при кольцевой сварке трубы, численное решение которой, а также экспериментальные данные, приведены в работе [17]. Бралась стальная труба диаметром 101,6 мм и с толщиной стенок 8,6 мм, которая сваривалась за пять проходов. Энергия, выделяемая на единицу длины сварочного шва, и скорость движения источника для первых двух проходов были, соответственно, 740 Дж/мм, 1,02 мм/с; для 3—5 проходов — 850 Дж/мм, 2,03 мм/с. Задача считалась осесимметричной и симметричной относительно плоскости, проходящей через центральную линию кольцевого сварочного шва. Распределение осевых остаточных напряжений σ_z по внутренней поверхности трубы приведено на фиг. 1, причем сплошная линия соответствует расчету по данной методике, а штриховая [17]. Учитывая неточность задания исходных данных по характеристикам материалов, совпадение результатов можно считать вполне приемлемым.

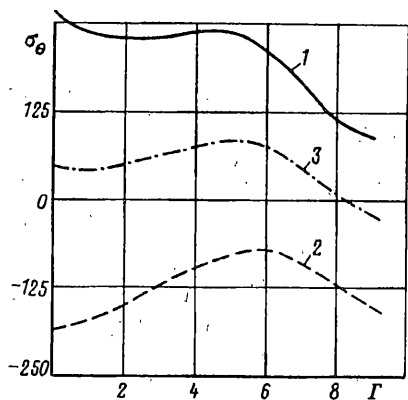
В качестве примера применения методики рассматривалась задача определения остаточных напряжений при кольцевой сварке и последующего их снятия при помощи механической нагрузки трубы, изготовленной из стали 08X18H10Г, с внешним диаметром 102 мм и толщиной стенок 11 мм. Зависимость модуля Юнга E [МПа], предела текучести σ_T и коэффициента теплового расширения α [град⁻¹] от температуры T приведены в таблице. Коэффициент Пуассона брался равным 0,3. Напряжение и ток в сварочной дуге для всех проходов считались



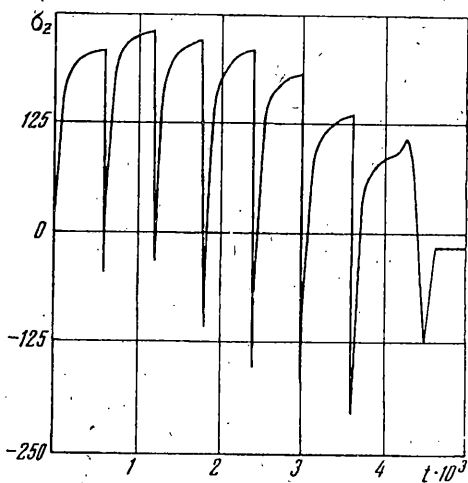
Фиг. 4



Фиг. 5



Фиг. 6



Фиг. 7

постоянными и равными $U = 16$ В, $I = 80$ А, скорость наложения сварочного шва — 1 мм/с.

На фиг. 2 представлено разбиение трубы на конечные элементы и сварочные слои (1, 2, ..., 7). На каждый из семи сварочных проходов отводится 600 с. На всех графиках длины и перемещения приводятся в мм, напряжения — в МПа.

На следующих графиках представлены результаты расчета напряженно деформированного состояния трубы при сварке. Распределение по внутренней поверхности (образующей) трубы осевых σ_z и кольцевых σ_θ остаточных напряжений приведены соответственно на фиг. 3, 4 (кривые 1). Аналогичные распределения по толщине стенки трубы на центральной плоскости сварочного шва даны на фиг. 5, 6 (зависимости 1), где $r = 0$ соответствует точке, находящейся на внутренней поверхности трубы.

На фиг. 7 приводится зависимость от времени осевых напряжений σ_z в точке внутренней поверхности трубы, находящейся в центре сварочного шва. Здесь семь первых максимумов дают напряжения, устанавливающиеся после соответствующего прохода сварочной дуги.

Для исследования влияния количества сварочных слоев, задаваемых в чис-

$T, ^\circ K$	$E \cdot 10^{-3}$	ϵ_T	$\alpha \cdot 10^4$
300	210	206	0,164
500	190	167	0,174
700	170	147	0,182
900	160	118	0,185
1100	160	20	0,185

ленной модели, на остаточные напряжения был проведен расчет для модели, включающей только пять сварочных слоев, причем энерговклад за один проход брался таким же как и в предыдущем расчете. Остаточные напряжения, вычисленные по этим двум различным расчетным схемам, практически совпадают.

По приведенным результатам исследования термомеханического поведения трубы при сварке можно сделать следующие выводы: значительный уровень остаточных напряжений наблюдается только в небольшой зоне в окрестности сварочного шва; остаточные осевые и кольцевые напряжения на внутренней поверхности трубы преимущественно являются растягивающими; при наложении внешних сварочных слоев происходит значительное снижение уровня растягивающих осевых напряжений на внутренней поверхности трубы; уменьшение в расчетной модели количества сварочных слоев незначительно сказывается на точности вычисления остаточных напряжений.

4. Снижение растягивающих остаточных напряжений. Рассмотрен механический способ снятия остаточных напряжений. Растягивающие остаточные сварочные напряжения на внутренней поверхности трубы, вычисленные в предыдущем разделе, частично снимаются приложением к внешней поверхности трубы на некотором расстоянии от центральной плоскости шва внешнего давления P и сжимающей (к плоскости симметрии) сдвиговой силы Q (фиг. 2). Нагрузки в расчетной схеме возрастают от нуля при времени $t = 4300$ с до максимальных значений (P_* , Q_*) при $t = 4500$ с, а затем спадают до нуля при $t = 4600$ с.

Проведенные расчеты показали, что для существенного уменьшения растягивающих остаточных сварочных напряжений в трубе необходимо приложить давление P_* величиной не менее 80 МПа, при этом оптимальное положение и величина площадки приложения давления соответствует 11—32 мм от плоскости симметрии кольцевого сварочного шва. Наличие внешней сдвиговой нагрузки Q практически не приводит к снижению растягивающих напряжений.

Результаты расчета для случая нагрузки $P_* = 85$ МПа, $Q_* = 0$, приложенной на площадке, расположенной на внешней поверхности трубы на расстоянии от 11,1 мм до 32,08 мм от плоскости симметрии приводятся на фиг. 3—7. На фиг. 3, 4 представлены распределения по внутренней поверхности (образующей) трубы осевых σ_z и кольцевых σ_θ напряжений. Кривая 1 соответствует остаточным напряжениям после сварки, 2 — напряжениям при максимальной величине нагружения P_* и 3 — напряжениям после снятия нагрузки. Распределения напряжений по толщине стенки трубы на плоскости симметрии в аналогичной форме приведены на фиг. 5, 6. На фиг. 7 приведена зависимость осевого напряжения σ_z в точке внутренней поверхности трубы, лежащей на оси симметрии, от времени, причем в эту зависимость входят все сварочные проходы и время приложения давления для снятия остаточных напряжений. Здесь последние минимум и максимум соответствуют напряжениям при максимальной величине давления и напряжениям после снятия давления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Рыкалин Н. И. Расчеты тепловых процессов при сварке. М.: Машгиз, 1951. 296 с.
2. Винокуров В. А., Григорьянц А. Г. Теория сварочных напряжений. М.: Машиностроение, 1984. 280 с.
3. Rosenthal D. The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments//Trans. ASME. 1946. V. 68. P. 849—866.
4. Lobitz D. W., McClure J. D. and Nickell R. E. Residual stresses and distortions in multi-pass welding//Numerical modeling manufact. proc. ASME. 1977. P. 81—96.
5. Myers P. S., Uyehara O. A. and Borman G. L. Fundamentals of heat flow of welding//Welding Research Council Bulletin. 1967. V. 123. P. 67—79.
6. Vaidyanathan S., Weiss H. and Finnie I. Residual stresses due to circumferential welds//J. Eng. material and technol. 1973. V. 95. P. 233—237.
7. Masubuchi K. Analysis of welded structures. NY.: Pergamon Press, 1980. 504 p.
8. Chandra U. Determination of residual stresses due to girth-butt welds in pipes//Trans. ASME. 1985. V. 107. P. 178—184.
9. Rybicki E. F., Schmuesser D. W., Stonesifer R. B., et al. A finite element model for residual stresses and deflections in girth-butt welded pipes//Numerical modeling manufact. proc. ASME. 1977. P. 131—142.
10. Rybicki E. F., Schmuesser D. W., Stonesifer R. B., et al. A finite element model for residual stresses and deflections in girth-butt welded pipes//J. Press. vessel technol. ASME. 1978. V. 100. No. 3. P. 256—262.
11. Rybicki E. F. and Stonesifer R. B. Computation of residual stresses due to multipass welds in piping systems//J. Press. vessel technol. ASME, 1979. V. 101. No. 2. P. 149—154.
12. Ellingson W. A. and Shack W. L. Residual stress measurements on multi-pass weldments of stainless steel piping//Experimental Mechanics. 1979. V. 19. No. 9. P. 717—323.
13. Rybicki E. F., McGuire P. A., Merric E. and Wert J. The effect of pipe thickness on residual stresses due to girth welds//Trans. ASME. 1982. V. 104. P. 204—209.
14. Leggatt R. H. Residual stresses at circumferential welds in pipes//Welding institute research bulletin. 1982. V. 23. No. 6. P. 181—188.
15. Scaramangas A. and Porter Goff R. F. D. Residual stresses in cylinder girth welds// Paper 5024. The 17th Annual Offshore Technology Conference. Houston. 1985. P. 25—30.
16. Rybicki E. F. and McGuire P. A. A computational model for improving weld residual stresses in small diameter pipes by induction heating//Trans. ASME. 1981. V. 103. P. 194—299.
17. Brust F. W. and Rybicki E. P. A computational model for backlay welding for controlling residual stresses welded pipes//Trans. ASME. 1981. V. 103. P. 226—232.
18. Josefson B. L. Stress redistribution during annealing of a multi-pass butt-welded pipe//J. Press. vessel technol. 1983. V. 105. No. 2. P. 165—170.
19. Josefson B. L. Stress redistribution during local annealing of a multi-pass butt-welded pipe//J. Press. vessel technol. 1986. V. 108. No. 2. P. 125—130.
20. Anderson M. and Josefson B. L. Welding stress redistribution in a butt-welded pipe during later mechanical and thermal loadings//J. Press. vessel technol. 1988. V. 110. No. 4. P. 402—404.
21. Hughes T. J. R. The finite element method. New Jersey.: Prentice-Hall, 1987. 803 p.
22. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. М.: Мир, 1975. 539 с.
23. Сварка в машиностроении. Т. 1/Под ред. Ольшанского Н. А. М.: Машиностроение, 1978. 504 с.
24. Ильюшин А. А. Механика сплошной среды. М.: Изд-во МГУ, 1990. 310 с.
25. Karlsson L. Thermal stresses in welding/ R. Hetnarski (ed). *Thermal Stresses I*. Amsterdam. 1986. P. 299—389.
26. Хилл Р. Математическая теория пластичности. М.: ГИТЛ, 1956. 407 с.
27. Уилкинс М. Л. Расчет упругопластических течений//Вычислительные методы в гидродинамике. М.: Мир, 1967. С. 212—263.
28. Hughes T. J. R. Numerical implementations of constitutive models: rate-independent deviatoric plasticity/S. Nemat-Nasser (ed.) *Theoretical Foundations for Large-scale Computations of Nonlinear Material Behaviour*. Netherlands. 1984. P. 47—126.
29. Дэннис Дж. (мл.), Шнабель Р. Численные методы безусловной оптимизации и решения нелинейных систем уравнений. М.: Мир, 1987. 440 с.
30. Гилл Ф., Мюррей У., Райт М. Практическая оптимизация. М.: Мир, 1985. 509 с.