

УДК 539.37

Расчет эксплуатационных напряжений в магистральном нефтепроводе с учетом остаточных сварочных напряжений

Покровский А. М.^{1,*}, Авагимов С. С.¹,
Дубовицкий Е. И.¹

[*ampokr@mail.ru](mailto:ampokr@mail.ru)

¹МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

В настоящей работе создана математическая модель, способная описать напряженно-деформированное состояние в магистральном нефтепроводе в зоне стыкового сварного соединения при эксплуатации. Для вычисления остаточных сварочных напряжений использован авторский конечно-элементный программный комплекс, разработанный в среде Fortran Visual. В основу расчета сварочных напряжений положены задачи: нелинейной нестационарной теплопроводности, моделирования структурообразования и термоупругопластичности. Для описания теплообмена использованы граничные условия третьего рода. Моделирование превращения аустенита в перлит в изотермических условиях проведено на основе уравнения Авраами. Переход от изотермической кинетики распада аустенита к неизотермическим условиям осуществлен согласно теории изокинетических реакций. Моделирование формирования остаточных напряжений проведено посредством решения задачи термоупругопластичности для материала с нестационарной структурой. Моделирование НДС в нефтепроводе при эксплуатации проведено в конечно-элементной среде ANSYS. Представлены результаты расчета сварочных и суммарных напряжений в трубопроводе. Разработанные программные средства могут быть полезны при оценке живучести нефтепровода при эксплуатации.

Ключевые слова: магистральный нефтепровод, задача теплопроводности, кинетика структурных превращений, метод конечных элементов, задача термоупругопластичности, остаточные сварочные и эксплуатационные напряжения

Введение

Магистральные нефтепроводы являются ответственными конструкциями, транспортирующими большие объемы нефти. Соединение труб в единую нитку на трассе чаще всего происходит вручную посредством электродуговой сварки. Известно, что выход из строя соединенных встык из отдельных сварных элементов нефтепроводов происходит, как правило, за счет разрушения в окрестности поперечного сварного шва. Поэтому оценка ресурса трубопровода в зоне сварного стыкового соединения является чрезвычайно ак-

туальной задачей. Предсказание разрушения нефтепровода после проведения планового ультразвукового исследования может устранить серьезную техногенную катастрофу. Оценить опасность разрушения после обнаружения конкретного трещиноподобного дефекта можно посредством решения задачи живучести, основу которой составляет определение значений коэффициента интенсивности напряжений (КИН) по фронту трещины. Для вычисления КИН по фронту трещины в зоне сварного стыкового соединения необходимо знать распределение суммарных напряжений от сварки и эксплуатации. Основной проблемой при этом является вычисление остаточных сварочных напряжений.

В литературе имеется достаточно много публикаций по численному определению напряженно-деформированного состояния (НДС) при сварке различных деталей, например [1-5]. Несмотря на серьезные успехи отечественных и зарубежных ученых в этом направлении, задача в силу своей сложности не может считаться в настоящее время до конца исследованной. Сложность задачи в первую очередь определяется протеканием в широком температурном диапазоне (от 20 до 2000 °С), характерном для сварки, структурных превращений. Большинство авторов, в частности [1-4], при численном определении НДС при сварке значительно упрощают постановку задачи, не учитывая в расчете протекание структурных превращений, а они оказывают серьезное влияние на теплофизические и физико-механические свойства. В простейших расчетах НДС при сварке, например [1], используются аналитические выражения. Все же большинство авторов при определении сварочных напряжений используют численные методы, в основном базирующиеся на методе конечных элементов (МКЭ) [1-4], хотя иногда встречаются работы, в которых используется метод конечных разностей, например [5]. Как правило, авторы при использовании МКЭ применяют стандартные конечно-элементные комплексы, например ANSYS [2] или ABAQUS [3]. Следует отметить, что в стандартных комплексах нет возможности учитывать структурные превращения, поэтому в исследованиях, проведенных с учетом структурообразования, используются авторские конечно-элементные программные комплексы, например [4]. Недостатком данного исследования является то, что моделирование структурообразования ведется по термокинетическим диаграммам превращений переохлажденного аустенита, которые получаются при постоянных скоростях охлаждения. Описание структурообразования при сварке по ним можно только в первом приближении. Более адекватное описание кинетики структурных превращений возможно по теории изокINETических реакций с использованием информации, снятой с изотермических диаграмм превращений переохлажденного аустенита [6]. В настоящей работе устранен отмеченный недостаток.

Целью настоящей работы является разработка методики и программных средств для численного моделирования НДС в нефтегазовом трубопроводе при эксплуатации с учетом остаточных сварочных напряжений.

1. Постановка задачи

Источниками сварочных напряжений являются неупругие деформации, связанные с неравномерностью температурного поля и со структурными превращениями. Для достоверного определения указанных напряжений необходимо решить задачу термопластичности для материала с нестационарной структурой [7].

В основу решения физически нелинейной задачи термопластичности для нестационарной структуры положен метод конечных элементов (МКЭ). Применен шаговый метод расчета, при котором на каждом шаге по времени последовательно решается три задачи. Сначала – задача теплопроводности и определяется температурное поле по сечению трубы. Затем по температурным значениям рассчитывается структурный состав и коэффициент линейного расширения в каждом конечном элементе. И, наконец, производится собственно расчет напряженного состояния.

2. Решение нелинейной нестационарной задачи теплопроводности

Сначала остановимся на решении задачи нестационарной нелинейной теплопроводности, которое проведено в двумерной осесимметричной постановке. Основанием для этого послужил тот факт, что время, затрачиваемое на формирование поперечного сварного шва в трубе, значительно меньше времени остывания. Для изотропного тела в случае переменных теплофизических коэффициентов эта задача описывается следующим дифференциальным уравнением [8]

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_v, \quad (1)$$

где $T(r, z, \tau)$ – температура; r, z – координаты, направленные по радиусу и оси соответственно; τ – время; λ – коэффициент теплопроводности; ρ – плотность; q_v – мощность удельных источников энерговыделения.

Для описания условий теплообмена использованы граничные условия третьего рода

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_n = h (T_c(\tau) - T_n(\tau)) \quad (2)$$

где h – суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий теплообмен конвекцией и излучением; T_c – температура окружающей среды; n – нормаль к поверхности; индекс «п» относится к значениям на поверхности.

Интегрирование уравнения (1) проведено при начальном условии

$$T(r, z, 0) = T_0(r, z) \quad (3)$$

где T_0 – начальная температура.

Считалось, что начальный момент времени соответствует окончанию проварки шва. Рассматривалась прямоугольная форма сварочной ванны шириной равной ширине шва и толщиной равной толщине трубы.

Известно, что для описания температурных полей в телах с прямоугольными границами наиболее удобно использовать метод конечных разностей (МКР), обладающий лучшей сходимостью, по сравнению с методом конечных элементов. В связи с этим краевая задача (1)–(3) решалась МКР. Согласно МКР непрерывной функции $T(r, z, \tau)$ ставится в соответствие дискретная функция U_{ij}^n на прямоугольной сетке с переменными шагами по координатам и времени (рис. 1).

Индекс $i = 1, \dots, K$ относится к узлам по радиусу r , $j = 1, \dots, M$ – к узлам по оси Z , n – номер шага по времени. При замене дифференциальных уравнений задачи их конечно-разностными аналогами предполагается, что все теплофизические характеристики постоянны в течение данного шага по времени и определяются для каждого узла сетки по значениям температуры и структурного состава в этих узлах на предыдущем шаге.

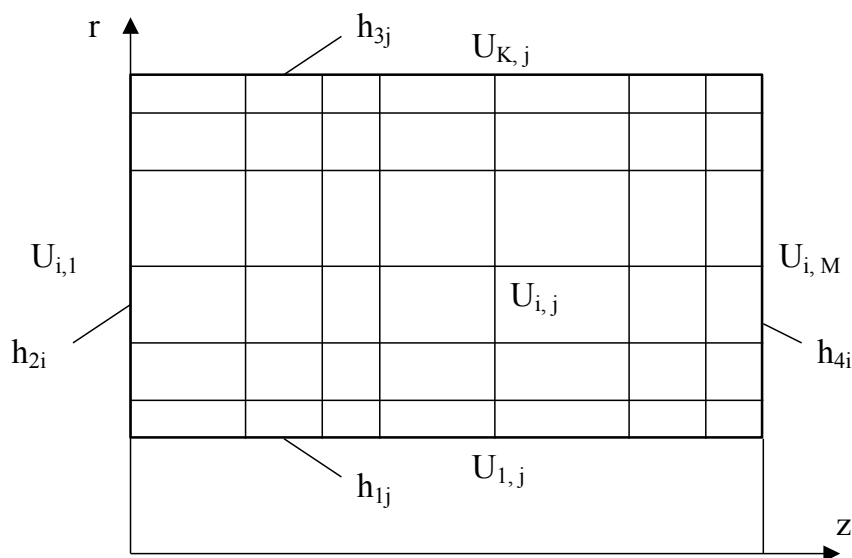


Рис. 1. Конечно-разностная сетка

Аналог уравнения (1) для регулярных узлов $i = 2, \dots, K-1$; $j = 2, \dots, M-1$ при использовании двухслойной разностной схемы с шеститочечным шаблоном имеет вид

$$\frac{U_{ij}^{n+1} - U_{ij}^n}{\Delta \tau_{ij}^n} = \frac{1}{r_i} \cdot \left[\frac{1}{\Delta r_i^*} \cdot (r_{i+1/2} \cdot \Lambda_{i+1,j}^{n+1} + r_{i-1/2} \cdot \Lambda_{i-1,j}^{n+1}) \right] + \frac{1}{\Delta z_j^*} (\Lambda_{i,j+1}^{n+1} + \Lambda_{i,j-1}^{n+1}) + q_{vij}^n, \quad (4)$$

где

$$\Delta \tau_{ij}^n = \frac{\Delta \tau_n}{\rho_{ij}^n \cdot c_{ij}^n}, \Delta r_{i\pm 1} = |r_{i\pm 1} - r_i|, \lambda_{i\pm 1/2,j}^n = \frac{1}{2} \cdot (\lambda_{i\pm 1,j}^n + \lambda_{ij}^n),$$

$$r_{i\pm 1/2} = r_i \pm \frac{\Delta r_{i\pm 1}}{2}, \Delta r_i^* = \frac{\Delta r_{i+1} + \Delta r_{i-1}}{2}, \Lambda_{i\pm 1,j}^{n+1} = \lambda_{i\pm 1/2,j}^n \cdot \frac{U_{i\pm 1,j}^{n+1} - U_{i,j}^{n+1}}{\Delta r_{i\pm 1}}.$$

Остальные обозначения не приводятся так как они имеют аналогичный вид.

Конечно-разностное уравнение (4) записано по чисто неявной схеме и поэтому является безусловно устойчивым. С помощью метода суммарной аппроксимации [9] схему (4) можно свести к экономичной схеме расщепления, также безусловно устойчивой и сходящейся с той же точностью, в которой взамен двухмерного уравнения решаются два одномерных

$$\frac{U_{ij}^{n+1/2} - U_{ij}^n}{\Delta \tau_{ij}^n} = \frac{1}{r_i \cdot \Delta r_i^*} \cdot [r_{i+1/2} \cdot \Lambda_{i+1,j}^{n+1/2} + r_{i-1/2} \cdot \Lambda_{i-1,j}^{n+1/2}] + \frac{q_{vij}^n}{2}, \quad (5)$$

$$\frac{U_{ij}^{n+1} - U_{ij}^{n+1/2}}{\Delta \tau_{ij}^n} = \frac{1}{\Delta z_j^*} \cdot [\Lambda_{i,j+1}^{n+1} + \Lambda_{i,j-1}^{n+1}] + \frac{q_{vij}^n}{2}. \quad (6)$$

При аппроксимации начального условия уравнение (3) заменяется уравнением

$$U_{ij}^0 = T_0(r, z), \quad (7)$$

которое аппроксимирует (3) точно. Разностное уравнение соответствующее (2), например, для $i = K$; $j = 1, \dots, M$ имеет вид

$$\lambda_{ij}^n \cdot \frac{U_{i+1,j}^{n+1/2} - U_{i-1,j}^{n+1/2}}{2 \cdot \Delta r_{i-1}} = h_{3j}^n \cdot (t_c^n - U_{ij}^{n+1/2}). \quad (8)$$

Надо отметить, что для аппроксимации $\partial t / \partial n$ используется центральная производная, обеспечивающая второй порядок точности относительно Δr . Преобразуя левую часть (8), можно получить

$$\frac{\Lambda_{i+1,j}^{n+1/2} - \Lambda_{i-1,j}^{n+1/2}}{2} = h_{3j}^n \cdot (t_c^n - U_{ij}^{n+1/2}). \quad (9)$$

Выражения для других граничных узлов имеют аналогичный вид. Разностные уравнения для нерегулярных узлов в соответствии с методом исключения фиктивных узлов получаются как линейные комбинации соответствующих уравнений для регулярных узлов и уравнений, аппроксимирующих граничные условия. Например, для узлов $i = K$; $j = 1, \dots, M$ (6) и (9). При этом комбинации составляются так, чтобы исключить фиктивные узлы (для рассматриваемого случая $U_{K+1,j}^{n+1/2}$).

Указанное уравнение имеет вид

$$\frac{U_{ij}^{n+1/2} - U_{ij}^n}{\Delta \tau_{ij}^n} = \frac{2}{r_i \cdot \Delta r_{i+1}} \cdot [r_{i-1/2} \cdot h_{1j}^n \cdot (t_c^n - U_{ij}^{n+1/2}) + r_i \cdot \Lambda_{i+1,j}^{n+1/2}] + \frac{q_{Vij}^n}{2}. \quad (10)$$

Таким образом, для каждого ряда узловых точек с номером j получается система уравнений относительно промежуточных значений функции $U_{ij}^{n+1/2}$, а для каждого ряда с номером i – система относительно значений функции U_{ij}^{n+1} . Обе системы уравнений имеют трехдиагональные матрицы и эффективно решаются методом прогонки.

3. Моделирование структурного состояния

Перейдем к моделированию структурообразования в процессе сварки. Известно, что при нагреве выше температуры 740-760 °С происходит аустенизация стали. При последующем охлаждении в зависимости от скорости охлаждения аустенит может превращаться в феррит, перлит, бейнит или мартенсит. Сложные температурные режимы, реализуемые при сварке трубы, предъявляют особые требования к расчету структурного состояния. Считается, что наилучшее согласование с экспериментом достигается в случае прогнозирования структурных превращений при произвольном изменении температуры по теории изокинетических реакций [6].

Согласно данной теории переход от изотермической кинетики распада аустенита к неизотермическим условиям осуществляется на основании правила аддитивности. Основанные на уравнении Авраами [6] выражения для определения удельной доли новой структуры на n -ом шаге в этом случае имеют вид

$$\tau_n^{\Phi\Pi(B)} = \left[-\frac{\ln(1 - V_{\Phi\Pi(B)}^{n-1})}{K_{\Phi\Pi(B)}(T_n)} \right]^{1/n_{\Phi\Pi(B)}(t_n)}, \quad (11)$$

$$V_{\Phi\Pi(B)}(\tau_n) = 1 - \exp \left[-K_{\Phi\Pi(B)}(T_n) (\tau_n^{\Phi\Pi(B)} + \Delta \tau_n)^{n_{\Phi\Pi(B)}} \right].$$

Где $V_{\Phi\Pi(B)}$ – удельные доли феррито-перлитной смеси и бейнита соответственно; $K_{\Phi\Pi(B)}$ и $n_{\Phi\Pi(B)}$ – коэффициенты, определяемые по изотермической диаграмме превращений аустенита. Подробно алгоритм расчета структурного состояния стали при охлаждении изложен в работе [10].

4. Определение сварочных напряжений

Далее перейдем непосредственно к определению сварочных напряжений. Для решения физически нелинейной задачи термопластичности применялся шаговый метод дополнительных (начальных) деформаций, основанный на теории пластического течения с изотропным упрочнением [11]. Согласно данному методу решение задачи термопластичности

сводится к последовательному решению задачи термоупругости. Приращение деформаций на каждом шаге по времени имеет вид

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \Delta \varepsilon_{ij}^e + \Delta \varepsilon_{ij}^o, \quad (12)$$

где $\Delta \varepsilon_{ij}^0 = \Delta \varepsilon_{ij}^p + \delta_{ij} \cdot \Delta \varepsilon_T$ – дополнительная деформация; $\Delta \varepsilon_{ij}^e, \Delta \varepsilon_{ij}^p$ – приращение компонентов упругой и пластической деформации соответственно; $\Delta \varepsilon_T = \alpha \cdot \Delta T$ – приращение свободной деформации; α – суммарный коэффициент линейного расширения, учитывающий температурные и структурные изменения объема; δ_{ij} – символ Кронекера..

Величина $\Delta \varepsilon_T$ остается постоянной на шаге, а $\Delta \varepsilon_{ij}^p$ итерационно уточняется. Подробно алгоритм расчета сварочных напряжений в трубах приведен в работе [12].

Согласно работе [10] сделано предположение о существовании пластического потенциала, зависящего не только от параметра Удквиста и температуры, но также и от структурного состава

$$F_p = \left(3/2 \cdot S_{ij} \cdot S_{ij} \right)^{1/2} - f_T(q_p, T, \{V\}) = 0, \quad (13)$$

где S_{ij} – девиатор напряжений; $q_p = \int d\bar{\varepsilon}_i^p$ – параметр Удквиста при пластичности; $\{V\} = \{V_a, V_{фп}, V_b, V_m\}$ – вектор удельных долей аустенита, феррито-перлита, бейнита и мартенсита соответственно; f_T – функция, вид которой конкретизируется в испытаниях на одноосное растяжение.

Вводя для упрощения последующих выкладок обобщенный параметр Q , характеризующий температурное и структурное состояние стали, из (13) получим

$$\sigma_i = f_T(q_p, Q). \quad (14)$$

Выбор условия пластичности в виде соотношения (14) равносильно гипотезе о том, что при данных температуре и структурном составе интенсивность напряжений является функцией параметра Удквиста, не зависящей от типа напряженного состояния. Таким образом, функцию f_T можно получить из кривых растяжения. На рис. 1 приведена кривая растяжения при $Q = const$. В общем случае для данной накопленной пластической деформации ε_p изображающая точка может находиться либо ниже кривой (точка А), либо лежать на ней (точка В). В первом случае $\sigma < f_T(\varepsilon_p, Q)$ и материал деформируется упруго. Во втором $\sigma = f_T(\varepsilon_p, Q)$ и поведение материала зависит от знака и величины приращения $d\sigma$. Необходимым условием приращения пластической деформации является требование, чтобы изображающая точка перемещалась по кривой растяжения, то есть чтобы $d\sigma = df_T$. В случае переменных температуры и структурного состава это условие имеет следующий вид

$$d\sigma = \frac{\partial f_T}{\partial \varepsilon_p} \cdot d\varepsilon_p + \frac{\partial f_T}{\partial Q} \cdot dQ. \quad (15)$$

Из рис. 2 следует, что приращение пластической деформации при $Q = \text{const}$ равно

$$d\varepsilon_p = d\varepsilon - d\varepsilon_e = \left(\frac{1}{E_K} - \frac{1}{E} \right) df_T, \quad (16)$$

где $d\varepsilon$ – приращение упругопластической деформации. $E_K = \partial f_T / \partial \varepsilon$ – касательный модуль.

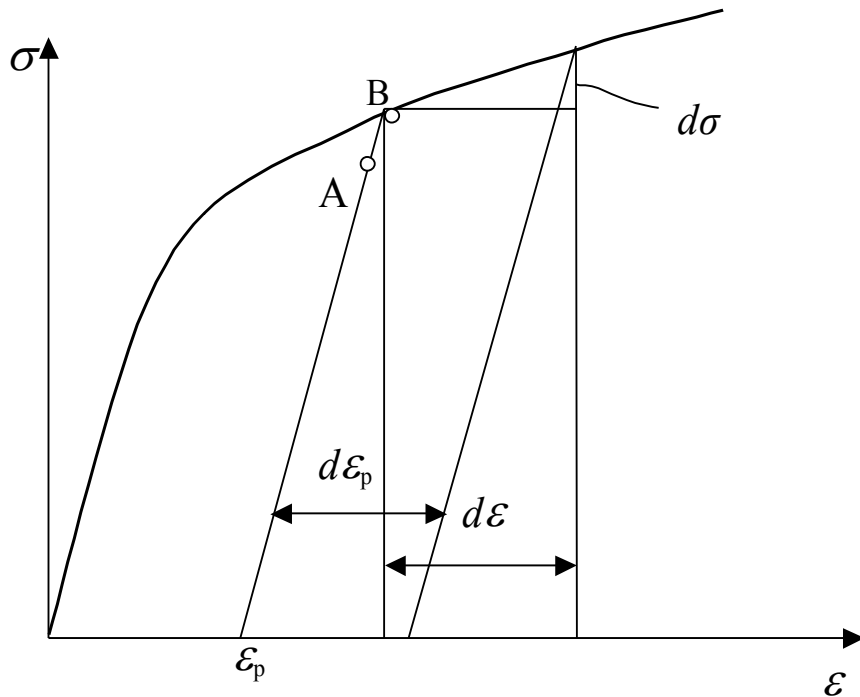


Рис. 2. Кривая растяжения при $Q = \text{const}$

Подставляя (16) в (15), и принимая во внимание, что $\partial f_T / \partial \varepsilon_p = df_T / d\varepsilon_p$ при $Q = \text{const}$ получаем выражение для $d\varepsilon_p$ в случае $Q = \text{var}$

$$d\varepsilon_p = \left(\frac{1}{E_K} - \frac{1}{E} \right) \left(d\sigma - \frac{\partial f_T}{\partial Q} dQ \right). \quad (17)$$

Применительно к сложному напряженному состоянию уравнение (17) принимает вид

$$d\bar{\varepsilon}_i^p = \left(\frac{1}{E_K} - \frac{1}{E} \right) \cdot \left(d\sigma_i - \frac{\partial f_T}{\partial Q} \cdot dQ \right), \quad (18)$$

так как для одноосного растяжения интенсивность приращений пластических деформаций $d\bar{\varepsilon}_i^p$ равна приращению пластической деформации $d\varepsilon_p$ [13].

Компоненты тензора приращений пластических деформаций определяются по уравнениям Прандтля-Рейсса [13]

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}_i^p}{\sigma_i} \cdot S_{ij}. \quad (19)$$

Подстановка (18) в (19) приводит к следующему выражению

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{1}{E_K} - \frac{1}{E} \right) \cdot \left(d\sigma_i - \frac{\partial f_T}{\partial Q} \cdot dQ \right) \cdot \frac{S_{ij}}{\sigma_i}. \quad (20)$$

Полученные соотношения являются определяющими для теории пластичности течения в случае нестационарности температуры и структурного состава.

При решении задачи термопластичности методом дополнительных деформаций расчет ведется в приращениях деформаций пластичности, процесс определения которых заключается в их итерационном уточнении посредством последовательного решения задачи термоупругости. Последняя в настоящей работе решается МКЭ, основанном на вариационном уравнении Лагранжа [14].

5. Исходные данные для расчета

В качестве примера численной реализации в настоящей работе произведен расчет сварочных остаточных напряжений при электродуговой сварке встык двух труб толщиной 10 мм и внутренним диаметром 700 мм, выполненных из стали 17Г1С. Ширина сварочной ванны принималась равной 20 мм, толщина – равной толщине трубы, начальная температура сварочной ванны – 2000 °С (средняя температура нагрева при электродуговой сварке). В начальный момент остывания температура трубы вне зоны шва принималась равной 20 °С. Для описания расплавленной зоны металла применялись так называемые фиктивные конечные элементы с бесконечно малой жесткостью. Модуль Юнга в таких элементах задавался равным 1 Па. Для других элементов использовалась температурная зависимость модуля Юнга такая же, как в работе [10]. Физико-механические свойства стали 17Г1С принимались согласно работе [15], температура кристаллизации считалась равной 1500 °С.

6. Результаты численного моделирования и их анализ

Для расчета эксплуатационных напряжений было проведено импортирование остаточных сварочных напряжений в конечно-элементный программный комплекс ANSYS. При этом сложность заключалась в следующем. Напряжения в авторском программном комплексе вычислялись в осесимметричной постановке и поэтому выводились в цилиндрической системе координат, в ANSYS напряжения вычислялись в глобальной декартовой системе координат. Это было сделано для того, чтобы в последствии была возможность

поместить в поле суммарных напряжений продольную трещину, а эта задача уже является объемная, а не осесимметричной. На рис. 3, 4 и 5 представлено распределение осевых, окружных и эквивалентных остаточных сварочных напряжений соответственно.

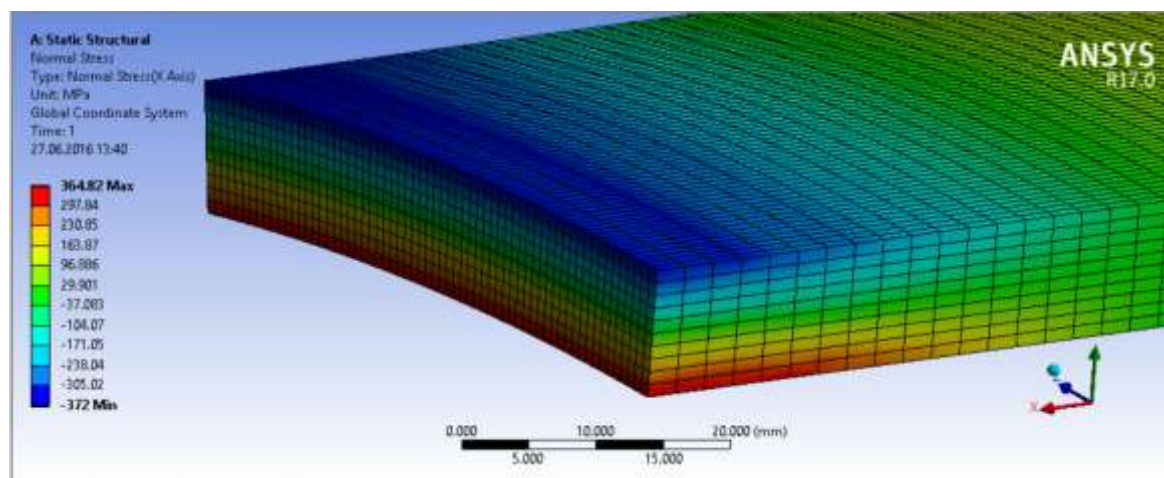


Рис. 3. Остаточные сварочные осевые напряжения в МПа

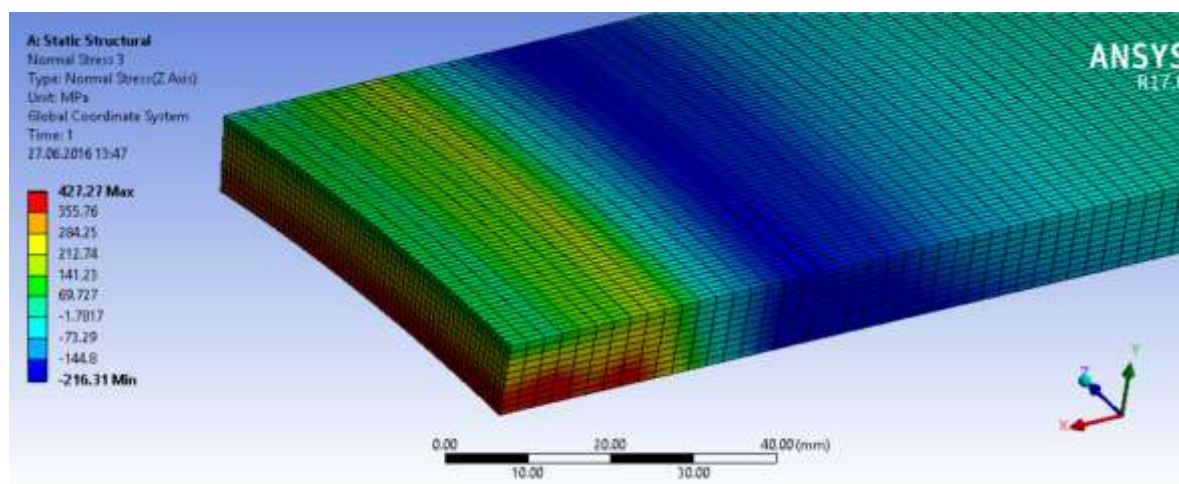


Рис. 4. Остаточные сварочные окружные напряжения в МПа

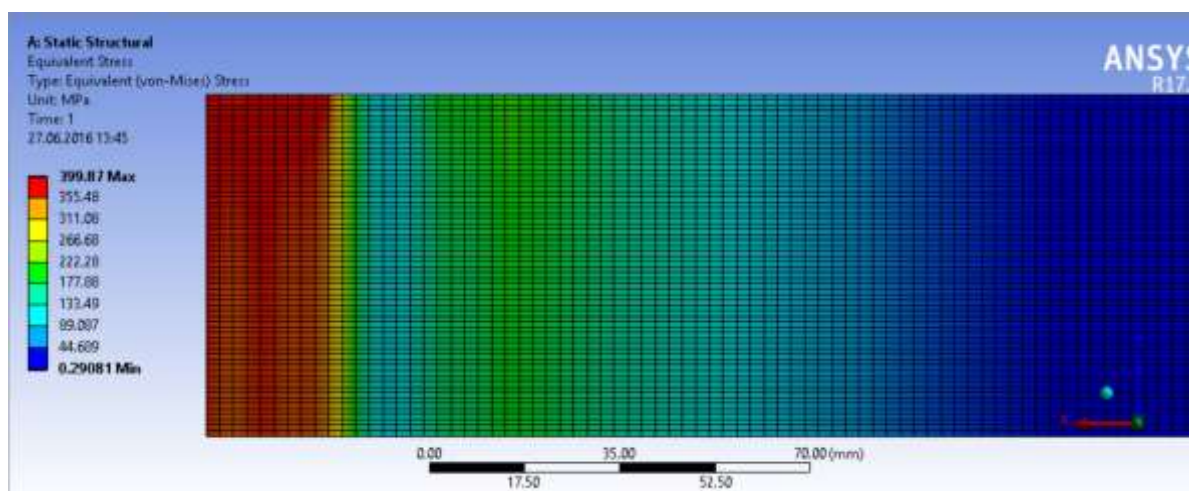


Рис. 5. Эквивалентные остаточные сварочные напряжения в МПа

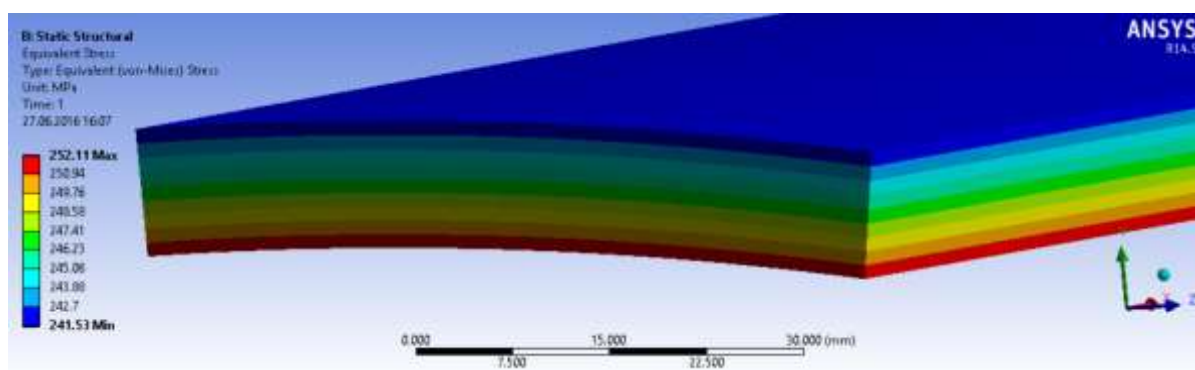


Рис. 6. Эквивалентные эксплуатационные напряжения в МПа

Из рис. 5 видно, что при удалении от зоны сварного шва остаточные напряжения постепенно затухают. Теперь рассмотрим эксплуатационные напряжения от рабочего давления в нефтепроводе 7 МПа. На рис. 6 представлено распределение эквивалентных напряжений для этого случая. Из сравнения рис. 5 и 6 видно, что в зоне сварного шва эквивалентные остаточные сварочные напряжения превосходят эквивалентные эксплуатационные напряжения, что свидетельствует о необходимости учета остаточных напряжений.

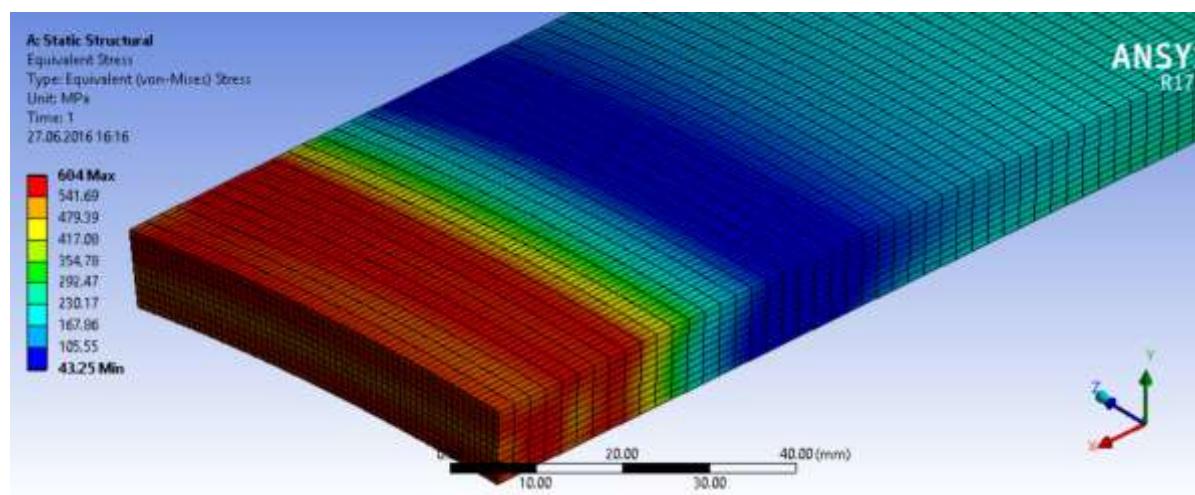


Рис. 7. Эквивалентные суммарные напряжения в МПа

На рис. 7 представлено распределение суммарных напряжений от сварки и эксплуатации. Видно, что эти напряжения значительно превышают напряжения, возникающие от давления в трубопроводе. Таким образом, для адекватного определения ресурса нефтепровода в зоне сварного стыкового соединения необходимо учитывать в расчете остаточные сварочные напряжения.

Заключение

Проведенное исследование показало, что для адекватного определения ресурса нефтепровода в зоне сварного стыкового соединения необходимо учитывать в расчете остаточные сварочные напряжения, так как они более, чем в полтора раза превышают напря-

жения от внутреннего давления в трубе. Разработанные программные средства, позволяющие определять суммарные напряжения от сварки и рабочего давления в трубопроводе, могут служить основой оценки живучести нефтепровода.

Список литературы

1. Малеткина Т.Ю., Евтюшкин В.Ю., Малеткин А.О. Определение величины сварочных напряжений и деформаций в строительных конструкциях // Сборник научных трудов ЛТИ. 2009. № 4. С. 85–93.
2. Мощенко М.Г., Рубцов В.С., Кораблева С.А. Термомеханический анализ процесса многопроходной сварки соединения ДУ300 ректора РБМК методом конечных элементов // Вопросы материаловедения. 2011. № 4(68). С. 105–115.
3. Минкевич В.А., Файрушин А.М., Чернятьева Р.Р., Каретников Д.В. Исследование напряженно-деформированного состояния трубного узла мартенситной стали 15X5M в процессе диффузионной сварки // Нефтегазовое дело. Электрон. научн. журн. 2013. № 6. С. 356–367. DOI: [10.17122/ogbus-2013-6-356-367](https://doi.org/10.17122/ogbus-2013-6-356-367)
4. Куркин А.С., Макаров Э.Л. Программный комплекс «Сварка» – инструмент для решения практических задач сварочного производства // Сварка и диагностика. 2010. № 1. С. 16–24.
5. Кректулева Р.А., Черепанов О.И., Черепанов Р.О. Численное решение двумерной квазистатической задачи термопластичности: расчет остаточных термических напряжений при многопроходной сварке разнородных сталей // Компьютерное исследование и моделирование. 2012. Т. 4, №2. С. 345–356.
6. Christian J.W. The Theory of Transformations in Metals and Alloys. P. I, II: 3-rd ed. Pergamon, 2002. 1200 p.
7. Покровский А.М., Рыжиков А.В. Суренский Е.А. Численное определение остаточных напряжений в биметаллическом прокатном валке после наплавки // Машиностроение и инженерное образование. 2016. № 2. С. 24–34.
8. Цветков Ф.Ф., Григорьев Б.А. Тепломассобмен: учеб. пособие для вузов. М.: Издат. дом МЭИ, 2006. 550 с.
9. Самарский А.А. Введение в численные методы. М.: Наука, 1982. 272 с.
10. Термопрочность деталей машин / Под ред. Биргера И.А., Шорра Б.Ф. М.: Машиностроение, 1975. 456 с.
11. Вафин Р.К., Покровский А.М., Лешковцев В.Г. Прочность термообрабатываемых прокатных валков. М.: Изд. МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2004. 264 с.
12. Пановко Г.Я., Нарайкин О.С., Покровский А.М., Волоховская О.А. Расчет сварочных остаточных напряжений при электродуговой сварке труб // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2005. № 3. С. 39–45.
13. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1975. 400 с.

14. Zienkiewicz O.C., Taylor R.L., Fox D.D. The finite element method for solid and structural mechanics. 7-th Edition. N.Y.: Elsevier, 2014. 657 p.
15. Покровский А.М., Волоховская О.А., Лешковцев В.Г., Пановко Г.Я. Оценка живучести магистральных трубопроводов с учетом остаточных сварочных напряжений // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2007. № 3. С. 110–117.

The Calculation of Operating Stresses in the Main Oil Pipeline Taking into Account Residual Welding Stresses

A.M. Pokrovsky^{1,*}, S.S. Avagimov¹,
E.I. Dubovitsky¹

* ampokr@mail.ru

¹Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia

Keywords: magistral pipeline, task of thermal conductivity, kinetics of structural transformations, finite element method, task of termoplastisity, residual welding and operating stresses

The paper presents a developed mathematical model to describe the stress-strain state in the main oil pipeline in the butt-welded joint area when in operation. Analyses the available publications in the field concerned. To calculate the residual welding stresses is used the author-developed finite element software package in Fortran Visual environment. At he basis of calculation of welding stresses lie tasks such as nonlinear transient heat conduction, structural modeling and thermo-elasto-plasticity. The boundary conditions of the third kind are used to describe the heat transfer. Kinetics of structural transformations is predicted according to the theory of isokinetic reactions. Simulation of the residual stress is conducted by solving the problem of thermo-elasto-plasticity for a material with the non-stationary structure. The finite-element complex ANSYS is used to determine the strain-stress state in the oil pipeline when in operation. A numerical analysis has shown that the welding residual stresses are half as much as the stresses from the internal pressure in the pipeline. The developed software tools to determine in total the stresses both from welding and from operating pressure in the pipeline can be used as the basis for evaluation of oil pipeline survivorship.

References

1. Maletkina T.Yu., Evtyushkin V.Yu., Maletkin A.O. Calculation of residual welding stress and deformation in building constructions. *Sbornik nauchnykh trudov LTI*, 2009, no. 4, pp. 85–93. (in Russian).
2. Moshchenko M.G., Rubtsov V.S., Korableva S.A. Thermomechanical analysis of multipass welding process for connection Дy300 of ПБМК reactor by method of final elements. *Voprosy materialovedeniya*, 2011, no. 4(68), pp. 105–115. (in Russian).
3. Minkevich V.A., Fayrushin A.M., Chernyat'yeva R.R., Karetnikov D.V. Investigation of the stress-strain state of martensitic steel 15Cr5Mo tube site in the process of diffusion welding.

- Neftegazovoe delo* = *Oil and Gas Business*, 2013, no. 6, pp. 356–367. (in Russian). DOI: [10.17122/ogbus-2013-6-356-367](https://doi.org/10.17122/ogbus-2013-6-356-367)
4. Kurkin A.S., Makarov E.L. “Svarka” software suite: an instrument for solving practical problems of welding production. *Svarka i diagnostika*, 2010, no. 1, pp. 16–24. (in Russian).
 5. Krektuleva R.A., Cherepanov O.I., Cherepanov R.O. Numerical solution of a two-dimensional quasi-static problem of thermoplasticity: residual thermal stress calculation for a multipass welding of heterogeneous steels. *Komp'yuternoe issledovanie i modelirovanie* = *Computer Research and Modeling*, 2012, vol. 4, no. 2, pp. 345–356. (in Russian).
 6. Christian J.W. *The Theory of Transformations in Metals and Alloys. P. I, II*. 3-rd ed. Pergamon, 2002. 1200 p.
 7. Pokrovskiy A.M., Ryzhikov A.V. Surenskiy E.A. Mathematical simulation of the temperature and phase-structural states at surfacing the bimetallic mill roll. *Mashinostroenie i inzhenernoe obrazovanie*, 2016, no. 2, pp. 24–34. (in Russian).
 8. Tsvetkov F.F., Grigor'yev B.A. *Teplomassobmen* [Heat-and-mass transfer]. Moscow, MPEI Publishing house., 2006. 550 p. (in Russian).
 9. Samarskiy A.A. *Vvedenie v chislennyye metody* [Introduction to calculus]. Moscow, Nauka Publ., 1982. 272 p. (in Russian).
 10. Birgera I.A., Shorra B.F., eds. *Termoprochnost' detaley mashin* [Machine parts thermostability]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1975. 456 p. (in Russian).
 11. Vafin R.K., Pokrovskiy A.M., Leshkovtsev V.G. *Prochnost' termoobrabatyvaemykh prokatnykh valkov* [Strength of heat-treatable mill rolls]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2004. 264 p. (in Russian).
 12. Panovko G.Ya., Naraykin O.S., Pokrovskiy A.M., Volokhovskaya O.A. Residual stress in electric-arc welding of pipe. *Problemy mashinostroeniya i nadezhnosti mashin*, 2005, no. 3, pp. 39–45. (in Russian). (English version of journal: *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 2005, no. 3, pp. 33-38.)
 13. Malinin N.N. *Prikladnaya teoriya plastichnosti i polzuchesti* [Applied theory of plasticity and creep flow]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1975. 400 p. (in Russian).
 14. Zienkiewicz O.C., Taylor R.L., Fox D.D. *The finite element method for solid and structural mechanics*. 7-th Edition. N.Y.: Elsevier, 2014. 657 p. (in Russian).
 15. Pokrovskiy A.M., Volokhovskaya O.A., Leshkovtsev V.G., Panovko G.Ya. Assessment of trunk-pipeline survivability taking into account residual welding stresses. *Problemy mashinostroeniya i nadezhnosti mashin*, 2007, no. 3, pp. 110–117. (in Russian). (English version of journal: *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 2007, vol. 36, no. 3, pp. 302–307. DOI: [10.3103/S1052618807030168](https://doi.org/10.3103/S1052618807030168)).