

МОДЕЛИРОВАНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В СВАРНОМ СОЕДИНЕНИИ

Е.Е. Абашкин, А.А. Буренин, С.Г. Жилин, О.Н. Комаров, А.В. Ткачева*

Институт машиноведения и металлургии ДВО РАН, 1, Металлургов ул., Комсомольск-на-Амуре, 681005,
Россия

*e-mail: 4nansi4@mail.ru

Аннотация. Поиск технологических вариантов получения прочной сборки с малыми значениями деформаций определяет необходимость применения комбинированного теплового воздействия на зону соединения протяженных элементов, выполненных из углеродистой стали. Прогнозирование значений остаточных напряжений, возникающих в зоне термического влияния сборки, представляется затруднительным ввиду влияния значительного числа факторов: условий теплоотвода, объема и свойств материала и т.д. Для расчетов остаточных напряжений в материале использована экспериментально подтвержденная математическая модель, содержащая параметры вязкости и деформационного упрочнения в критерии пластического течения.

Ключевые слова: порошковая проволока, сварка, математическая модель, повторное пластическое течение, остаточные напряжения, прочность, деформация, эффект Баушингера, алюмотермия

1. Введение

Необходимыми требованиями, предъявляемыми к качеству стальных конструкций, состоящих из неразъемных соединений различной геометрии являются прочность и деформационная устойчивость. Важным представляется достижение этих параметров в сочетании с принципами ресурс- и энергосбережения при разработке новых технологических процессов. В современной промышленности одним из эффективных способов получения прочного неразъемного соединения стальных элементов традиционно считается электродуговая сварка с использованием электрода в виде проволоки, как сплошного сечения, так и с сердечником, заполненным порошком [1,2]. Гранулометрический и химический состав порошкового материала сердечника обычно содержит легирующие и шлакообразующие компоненты. Он подбирается в зависимости от назначения и требуемых свойств неразъемного соединения при обеспечении требуемой структуры, химического состава металла шва. В ряде случаев соответствие металла шва требуемым параметрам представляется затруднительным, особенно при сборке элементов из углеродистых трудносвариваемых сталей. Часто для обеспечения химической однородности, конструктивной прочности и объема наплавленного металла приходится увеличивать энергоемкость и число проходов электродом зон стыка, что приводит к потерям в качестве соединения. Таким образом, поиск ресурсоэффективного способа получения неразъемного соединения стальных элементов, при условии обеспечения требуемых прочностных и материаловедческих характеристик является актуальной задачей.

Решение такой задачи видится в реализации процессов на агрегатах автоматической электродуговой сварки под слоем флюса (далее АДФ) электродом в виде порошковой проволоки с алюмотермитным наполнителем. Основу наполнителя составляет смесь фракций металлической окиси алюминия и алюминиевого сплава, являющихся, по сути, промышленными отходами, требующими утилизации [3]. Взаимодействие компонентов наполнителя осуществляется благодаря реакции, открытой в 1859 г. русским химиком Н.Н. Бекетовым, представляющей собой восстановление окислов металлов алюминием, протекающее со значительным выделением тепла, образованием расплава металла при температуре превышающей 2700°C. Помимо расплава металла в результате реакции образуется шлак. Сепарация металла и шлака приводит к их разделению по плотности и, как следствие, флотации компонентов шлака (преимущественно окислов алюминия) к поверхности. Таким образом, над расплавом металла образуется теплоизоляционный слой [4,5]. В результате совместного использования энергий электрической дуги и алюмотермитной реакции осуществляется комбинированное тепловое воздействие на зону стыка стальных протяженных элементов, приводящее к образованию ванны расплава. Предполагается, что дополнительная тепловая энергия экзотермической реакции будет способствовать равномерному наполнению сварочной ванны присадочным материалом, а дополнительные теплоизоляционные свойства образовавшегося шлака приведут к более медленному, но более равномерному затвердеванию (кристаллизации) материала шва. Использование такого метода и применяемого оборудования направлено на повышение производительности, защиту ванны получаемого расплава от неблагоприятного взаимодействия с внешней средой, сокращение потерь на угар и разбрызгивание, устранение необходимости подготовительных операций [6]. Однако, ввиду значительного числа факторов, влияющих на формирование металла шва и зоны термического влияния (ЗТВ), прогноз результата комбинированного теплового воздействия на прочностные и деформационные характеристики сборки становится весьма затруднительным.

В связи с отмеченным выше значительный интерес представляет опыт математического моделирования, направленного на изучение термомеханики процессов сварки и оптимизацию управления ими при получении прочных неразъемных соединений ручной дуговой, механизированной и автоматизированной сваркой (в т.ч. под слоем флюса), полученный рядом выдающихся отечественных и зарубежных ученых: Талыповым Г.Б., Башенко В.В., Ерофеевым В.А., Березовским Б.М., Патонем Б.Е., Рыкалиным Н.Н., Болдыревым А.М., Алешиным П.А., Calistru С., Barbeli М. и др. [7]. Исследованиями этих авторов установлено, что материал сборки необходимо считать упругопластическим, так как только в этом случае существует возможность количественной и качественной оценки процессов формирования полей остаточных напряжений в околошовной зоне, влияние которых на качество соединения преимущественно отрицательное. Для снижения уровня остаточных напряжений, сокращающих ресурс неразъемного соединения, обычно используют дополнительные технологические операции, связанные с тепловым воздействием на металл, отпуск, отжиг и т.д. [8].

Упругие и пластические свойства зависят от температуры, поэтому основная трудность заключается в итерационном отслеживании зарождения и исчезновения зон пластического течения. В результате пластического течения образуются необратимые деформации, которые затем при разгрузке и остывании формируют остаточные напряжения. Поскольку все коэффициенты зависят от температуры, то решение аналитически найти не представляется возможным. С помощью разностного метода на каждом временном шаге следует рассчитать напряжения деформации и перемещения, а

также положение упругопластических границ. Несмотря на значительное число теоретических и экспериментальных исследований, посвященных решению прогнозирования конечных свойств получаемого неразъемного соединения, в настоящее время, малоизученными представляются процессы комбинированного теплового воздействия на сборку, обуславливающие поведения материала в этих условиях.

Поскольку релаксация остаточных напряжений возможна только воздействием на вязкие свойства металла ЗТВ, то дополнительное энергетическое воздействие, определяемое комбинацией тепла, поступающего за счет электродугового и алюмотермитного процессов, направлено на активацию вязких свойств. Можно предположить, что комбинация энергий электрической дуги и алюмотермии приведет к концентрации тепла в области шва, изолированного шлаком и определит более эффективное, как и при отпуске, воздействие на вязкие свойства металла, ввиду повышения теплоёмкостных и теплоизолирующих свойств шлака, образующегося в результате алюмотермитной реакции.

2. Цель и задачи работы

Исходя из вышеизложенного, целью исследования является получение математической модели эволюции температурных напряжений в околошовной зоне и расчет термомеханических параметров процесса с учетом зависимостей предела текучести, упругих моделей и коэффициента вязкости сопротивления пластическому течению от температуры, включая расчет их итоговых значений и распределение остаточных напряжений.

Для реализации цели решались следующие задачи:

- задача теории температурных напряжений, моделирующая процесс сборки с помощью предложенного способа соединения, и расчет, в зависимости от комбинированного теплового воздействия, уровня и распределения остаточных напряжений по металлу ЗТВ с учетом его пластического течения, структурных и твердотельных фазовых превращений в нем;

- экспериментальное подтверждение или опровержение результатов математического моделирования путем регистрации уровня остаточных напряжений металла шва и околошовной зоны, полученных в условиях предлагаемого способа сборки элементов, выполненных из углеродистой стали.

3. Методы и подходы

Серией предварительных экспериментов установлены режимы комбинированного электродугового и алюмотермитного воздействий, обеспечивающие такую тепловую мощность, при которой достигается расплавление металла стыковой зоны с последующим получением неразъемного соединения.

Возможность прогнозирования эволюции температурных напряжений реализуется средствами численных расчетов по соотношениям модели итоговых механических свойств металла зоны термического влияния, уровня и распределения остаточных напряжений в нем. Такие теоретические исследования направлены на определение влияния зоны локального нагрева металла в стыке неразъемного соединения на картину его деформации. Исследование сводится к решению одномерной задачи теории температурных напряжений о локальном прямолинейном нагреве пластины со свободными краями, изготовленной из упругопластического материала [9]. Для решения поперечный размер пластины принимали конечным, а продольный – бесконечным [10]. Использована квадратичная зависимость предела

текучести однородного материала от температуры и линейная зависимость упругих модулей [11].

Постановка задачи проведена с учетом следующих положений:

- оценка уровня распределения остаточных напряжений по пластине проведена с учетом быстрого роста температуры на продольной прямой при нагреве и охлаждении материала до температуры окружающей среды;

- возникающий в зоне термического влияния градиент температуры приводит к появлению пластического течения и, как следствие, росту необратимых деформаций, значения которых зависят от температуры;

- при остывании зоны термического влияния происходит повторное пластическое течение в области, где ранее развились необратимые деформации, медленно протекающее с обратным знаком;

- при медленном охлаждении необратимые деформации полностью не исчезают, что приводит к появлению условий «нейтрального» нагружения.

В расчетах использована классическая математическую модель упругопластичности Прандтля – Рейса. В ней соотношения закона Гука заменены зависимостями Дюамеля – Неймана.

В качестве условий пластичности выбраны соотношения максимальных приведенных напряжений Ишлинского – Ивлева [9]. Предел текучести и упругие постоянные полагаются зависимыми от температуры. Заранее невозможно указать уровень эффекта Баушингера [12,13,14], то есть невозможно не учитывать упрочнения металла в процессе деформирования. Это существенно усложняет математическую модель процесса. Но главное усложнение связано с невозможностью считать постоянными предел текучести, упругие модули, коэффициент вязкости. Они существенно зависят от температуры. Их изменения в процессе деформирования околошовной зоны отражает изменения в механических свойствах металла. С точки зрения механики деформирования такие изменения связываются с изменениями во внутренней структуре металла. Именно таким способом учитывают [15] твердотельные фазовые превращения. При этом считаем, что зависимости упругих модулей и предела текучести от температуры различны при активном процессе нагревания (при нагрузке) и при остывании (разгрузке). Все эти предварительные соображения следует отразить в математической модели процесса получения неразъемного соединения с помощью сварки. Производство тепла за счет необратимой деформации существенно мало по сравнению с теплом, получаемым металлом от внешнего источника (электродугового воздействия и экзотермической химической реакции). Поэтому есть основания пренебречь данным теплом, что позволит остаться в рамках несвязанной задачи, то есть в рамках теории температурных напряжений, когда тепловая задача может решаться отдельно, и лишь затем по найденному распределению температуры в каждый момент времени рассчитывается напряженно-деформированное состояние в этот же момент времени.

С развитием техники получилось возможным снять остаточные напряжения в зоне сварного шва и затем сравнить их с расчетными напряжениями, полученными в результате численного эксперимента. Для проведения, которого принималось, что материал сварной пластины ведет себя как упругопластическое тело. Сравнение остаточных напряжений, полученных в ходе натуральных и численных экспериментов, привело к достаточно большому расхождению. Поэтому для усовершенствования математической модели в критерий пластического течения добавили вязкость и деформационное упрочнение. В результате получили численные данные остаточных напряжений, которые не только качественно, но и количественно близки инструментально измеренным в натуральных экспериментах.

Метод численного исследования сварочного процесса заключается в решении задачи теплопроводности и механической задачи. Предполагается, что материал пластины сплошной и деформируется упруго-пластически. Упругие и пластические свойства зависят от температуры, поэтому основная трудность заключается в итерационном отслеживании зарождения и исчезновения зон пластического течения. В результате пластического течения образуются необратимые деформации, которые формируют остаточные напряжения. В качестве критерия пластического течения принимается кусочно-линейное условие Ишлинского – Ивлева. Поскольку все коэффициенты зависят от температуры, то решение аналитически найти не представляется возможным. С помощью разностного метода на каждом временном шаге находятся напряжения деформации и перемещения, а так же положение упругопластических границ.

Достижение экспериментальных результатов исследования, определяемых его задачами, видится в следующей последовательности операций:

- изготовление протяженного электрода в виде порошковой проволоки, заполненной алюмотермитной композицией, с составом согласно патенту РФ на изобретение [6], с коэффициентом заполнения 0.37, диаметром 2.8 мм;
- получение неразъемного соединения пластин из углеродистой стали толщиной 10 мм при помощи порошковой проволоки с алюмотермитным наполнителем на агрегате АДФ за один проход.
- регистрация величины упругой деформации, соответствующей уровню остаточных напряжений при помощи агрегата RIGAKU MSF-3M, отвечающего требованиям ГОСТ 16865-79 [16] по методике, соответствующей ГОСТ 32207-2013 [17], по точкам, отмеченным на Рис. 1.
- сравнение значений уровня остаточных напряжений, полученных расчетным способом с практическими экспериментальными данными.

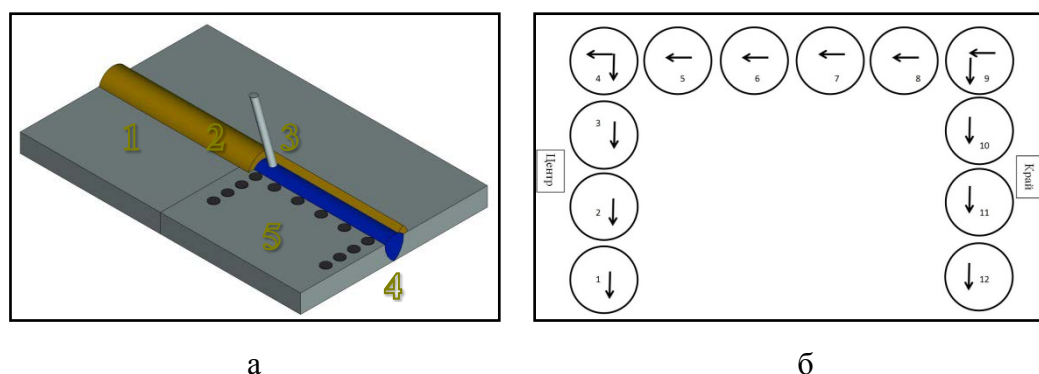


Рис. 1. Определение остаточных напряжений зоны термического влияния: а – схема получения неразъемного соединения (1 - свариваемый металл (без разделки кромок); 2 – флюс; 3 – порошковая термитная проволока; 4 – сварной шов; 5 – зона определения отклонений.); б - перемещение датчика при регистрации остаточных напряжений

4. Математическое моделирование процесса

Процесс производства неразъемного соединения с помощью АДФ рассмотрим в простейшем одномерном случае, то есть, пренебрегая краевыми эффектами на концах длинных пластин. Иначе, в математической формулировке задачи считаем длину сопрягаемых пластин бесконечно большой, а ширину одинаковой и равной S . Введя систему прямоугольных декартовых координат (x,y) , получаем расчётную область в виде: $-S \leq x \leq S, -\infty \geq y \leq \infty$. Вследствие симметрии задачи будем рассматривать половину данной области. Считаем, что до момента времени $t=0$ пластина ($0 \leq x \leq S$)

находилась в свободном состоянии при комнатной температуре T_0 ($T(0, x) = T_0 - \text{const}$, где T – абсолютная температура). Граничные условия одномерной задачи о распределении температуры по пластине примем в виде:

$$T(x, t)|_{x=0} = bt; \quad T_{,x}|_{x=S} = 0. \quad (1)$$

Первое условие из (1) задает разогрев края $x=0$ пластины за счет комбинированного теплового воздействия со скоростью b . В рассматриваемом случае быстрого разогрева b оказывается большой задаваемой величиной. Второе условие в (1) означает, что отток тепла через граничную кромку $x=S$ пренебрежимо мал, то есть градиент (индексом после запятой в (1) и далее обозначаем частную производную по указанной независимой переменной) температуры при $x=S$ отсутствует. Уравнение теплопроводности в данном случае записывается в форме:

$$T_{,t} = a T_{,xx} + \omega(x, t). \quad (2)$$

Здесь a – коэффициент температуропроводности, $\omega(x, t)$ – распределенный источник (сток) тепла. Функция $\omega(x, t)$ задает отток тепла с поверхности пластины в окружающую среду. Наличие флюсового шлака, а также шлака экзотермической реакции приводит к повышенным теплоизоляционным свойствам в окрестности сварного шва. С целью учета данного обстоятельства и стремления приблизить теплоизоляционные свойства к опытно наблюдаемым принимаем для $\omega(x, t)$ зависимость:

$$\omega(x, t) = \psi \left(1 - \frac{\psi_*}{\psi} \exp(-\gamma x^2) \right) (T_0 - T). \quad (3)$$

В (3) ψ_* , ψ , γ – эмпирические постоянные. С их помощью задаем интенсивность потери тепла в каждой точке пластины с координатой x . Зависимость ω от t связана только с тем, что от t зависит температура $T(x, t)$. График данной функции в некоторый момент времени представлен на Рис. 2. Краевая задача для уравнения (2) с граничными условиями (1) решается приближённо численным методом на основе конечно-разностных представлений. Считаем что нагрев происходит быстро до момента $t_* > 0$. Начиная с t_* сборка остывает в естественных условиях. При этом зависимость (3) остается справедливой. На Рис. 3 представлено распределение температуры в разные моменты времени при остывании.

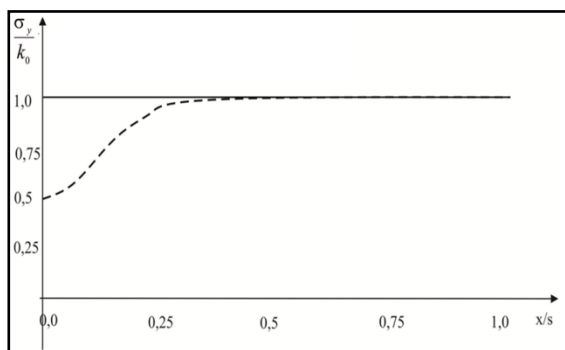


Рис. 2. Теплоотдача от пластины в окружающую среду

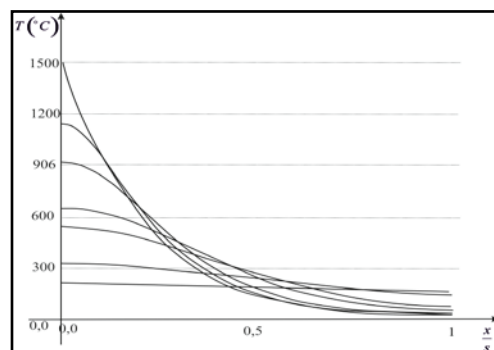


Рис. 3. Распределение температуры в разные моменты времени при остывании

Исходные соотношения механической задачи. Деформации в металле считаем малыми и складываемися из обратимых (упругих) e_{ij}^e и необратимых (пластических) e_{ij}^p так, чтобы:

$$e_{ij} = e_{ij}^e + e_{ij}^p = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}). \quad (4)$$

Соотношения (4) записаны в прямоугольной декартовой системе координат x_i ($i=1,2$) u_i - компоненты вектора перемещений. Уравнение равновесия запишем без учета массовых сил и сил инерции:

$$\sigma_{ij,j} = 0. \quad (5)$$

Здесь $\sigma_{ij,j}$ - компоненты тензора напряжений. Упругие деформации вместе с температурой задают напряжение в металле согласно закону Дюамеля-Неймана:

$$\sigma_{ij} = (\lambda e_{kk}^e - 3\alpha K(T - T_0))\delta_{ij} + 2\mu e_{ij}^e. \quad (6)$$

В (6) λ , μ - упругие модули Ламе, δ_{ij} - единичный тензор, составленный из символов Кронекера, α - коэффициент линейного расширения, $K = \lambda + \frac{2}{3}\mu$ - объемный модуль сжатия, скорость пластических деформаций ε_{ij}^p связана с поверхностью $f(\sigma_{ij,j}) = 0$ в пространстве напряжений ассоциированным законом пластического течения:

$$\varepsilon_{ij}^p = \frac{de_{ij}^p}{dt} = \zeta \frac{\partial f(\sigma_{ij})}{\partial \sigma_{ij}}; \quad \zeta = \zeta(\varepsilon_{ij}^p) > 0. \quad (7)$$

В качестве поверхности нагружения далее используются следующие обобщение условия пластичности максимальных приведённых напряжений:

$$f(\sigma_{ij}) = \max \left| \sigma_i - \eta \varepsilon_i^p - c e_i^p - \sigma \right| - \frac{4}{3} k = 0; \quad \sigma = \frac{1}{3} \sigma_{jj}. \quad (8)$$

Здесь σ_i , ε_i^p , e_i^p - главные значения тензоров, k - предел текучести, определяемый из опытов на одноосное растяжение, η - коэффициент вязкого сопротивления пластическому течению, c - параметр упрочнения, задающий уровень эффекта Баушингера. Выбор условия пластичности (8) (условие Ишлинского-Ивлева) продиктован тем, что имеется численно-аналитическое решение рассматриваемой задачи упругопластичности при пределе текучести зависимом от температуры [18], что выступает надежным средством тестированием численных расчетов. Следует при этом иметь ввиду, что [19] при таком выборе условия пластического течения следуют завышенные результаты расчетов текущих и остаточных напряжений по сравнению с условиями максимальных касательных напряжений (условием Треска-Сен-Венана) и с условием максимальных октаэдрических напряжений (условием Мизеса).

В условиях значительных изменений температуры предел текучести k , упругие модули λ и μ , коэффициент вязкого сопротивления пластическому течению η , как отмечалось, невозможно полагать постоянными. Они существенно зависят от температуры. Экспериментальных данных [18,20] для конкретизации таких зависимостей совершенно не достаточно. Поэтому чаще всего выбирают их простейшими, то есть линейными. В дальнейших расчетах будем считать данные зависимости следующими:

$$\begin{aligned}
k(T) &= k_0 \tau^2; \\
\eta(T) &= \frac{1}{2} \eta_0 (1 + \tau) \\
E(T) &= E_p - (E_p - E_0) \tau; \\
\nu(T) &= 0.5 - (0.5 - \nu_0) \tau; \\
\lambda &= \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}; \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)}; \quad \tau = \frac{T_p - T}{T_p - T_0}.
\end{aligned} \tag{9}$$

Здесь k_0 , ν_0 , E_0 , η_0 – постоянные для материала сборки при комнатной температуре T_0 , где E_p – предельное значение модуля Юнга при температуре, приближающийся к температуре плавления T_p . Такое же предельное значение для коэффициента Пуассона ν принимается 0.5. При повышенном уровне температуры и больших сформированных напряжениях зависимости (9), являются исключительно приближенными, перестают аппроксимировать опытные зависимости. Более того, при таких температурах и напряжениях происходят структурные и твердотельные фазовые превращения. С целью учета данных обстоятельств можно предложить в (9), что при отводе источника нагрева (завершения дугового и экзотермического процесса) предел текучести k , упругие модули ν , E и коэффициент вязкости η далее не меняются при понижении температуры или дальнейшее их изменение происходит при новых назначаемых k_0 , ν_0 , E_0 , η_0 . В качестве последних возможно принимать итоговые значения таких параметров после полного остывания сборки.

Расчет изменяющихся температурных напряжений, включая итоговое их распределение, следует провести согласно математической модели, представленной ранее. Заметим, что проведенными вычислительными экспериментами в соответствии с соотношениями данной модели установлено, что деформирование за счет интенсивного теплового воздействия на металл соединяемых пластин происходит согласно схеме, представленной на Рис. 4.

Прежде чем представить алгоритм расчетов, который приводит к данной схеме, обсудим именно последнюю. Первоначально с момента $t=0$ начала нагревания металла пластины деформируется обратимо (термоупруго) до некоторого последующего момента времени $t=t_1>0$. В момент времени $t=t_1$ на границе $x=0$ пластины выполняется условия пластичности максимальных приведенных напряжений в форме: $2\sigma_y - \sigma_x - \sigma_z = -4k(T)$ (система координат здесь та же, что и ранее). Следовательно в этот момент времени на границе $x=0$ зарождается и при $t > t_1$ продвигается $x=n_1(t)$ по пластине упругопластическая граница. В этой области пластического деформирования $0 < x \leq n_1(t)$ необратимые деформации растут в соответствии с условием пластического течения $f+4k=0$, ($f = 2(\sigma_y - ce_y^p - \eta\varepsilon_y^p) - (\sigma_x - ce_x^p - \eta\varepsilon_x^p) - (\sigma_z - ce_z^p - \eta\varepsilon_z^p)$) до некоторого момента $t=t_2>t_1$, когда нагрев прекращается, и далее. Но в некоторый последующий момент времени $t=t_3>t_2$ от границы $x=0$ отделяется и продвигается по пластине разгружающая упругопластическая граница $x=m_1(t)$, оставляя за собой новую область $0 < x \leq m_1(t)$ обратимого деформирования. Такое деформирование происходит уже в присутствии приобретенных необратимых деформаций, то есть в соответствии иным дифференциальным уравнениям, отличных от тех, что справедливы в области $n_2(t) \leq x \leq S$. В момент времени $t=t_1>t_3$ упругопластическая граница $x=m_1(t)$ достигает границу $x=n_1(t)$ и далее весь материал пластины продолжает деформироваться обратимо. Однако во всех рассчитываемых случаях при дальнейшем остывании

пластины проявляется повторное (обратное) пластическое течение. Оно возникает в момент времени $t=t_5>t_4$, когда при $x=0$ выполняется условие пластичности $f-4k=0$. Так возникает новая упругопластическая граница $x=n_2(t)$ и новая область пластического течения $0<x\leq n_2(t)$. В момент времени $t=t_6>t_5$ в остывающей пластине на ее границе $x=0$ возникает разгружающая упругопластическая граница $x=m_2(t)$, оставляя за собой снова область обратимого деформирования $0<x\leq m_2(t)$. В момент времени $t=t_7>t_6$ разгружающая упругопластическая граница догоняет границу $x=n_2(t)$ и далее до полного остывания металла пластины деформируется обратимо. Повторное пластическое течение приводит к растягивающим напряжениям в околошовной зоне. Таким образом, алгоритмы расчета температурных напряжений должны строиться на расчетах последовательными шагами по времени. На таком пути алгоритмически предусматривается возможность отслеживания моментов времени, когда расчетная область изменяется и появляются, или исчезают, границы, положение которых указывается в каждый рассчитываемый момент времени.

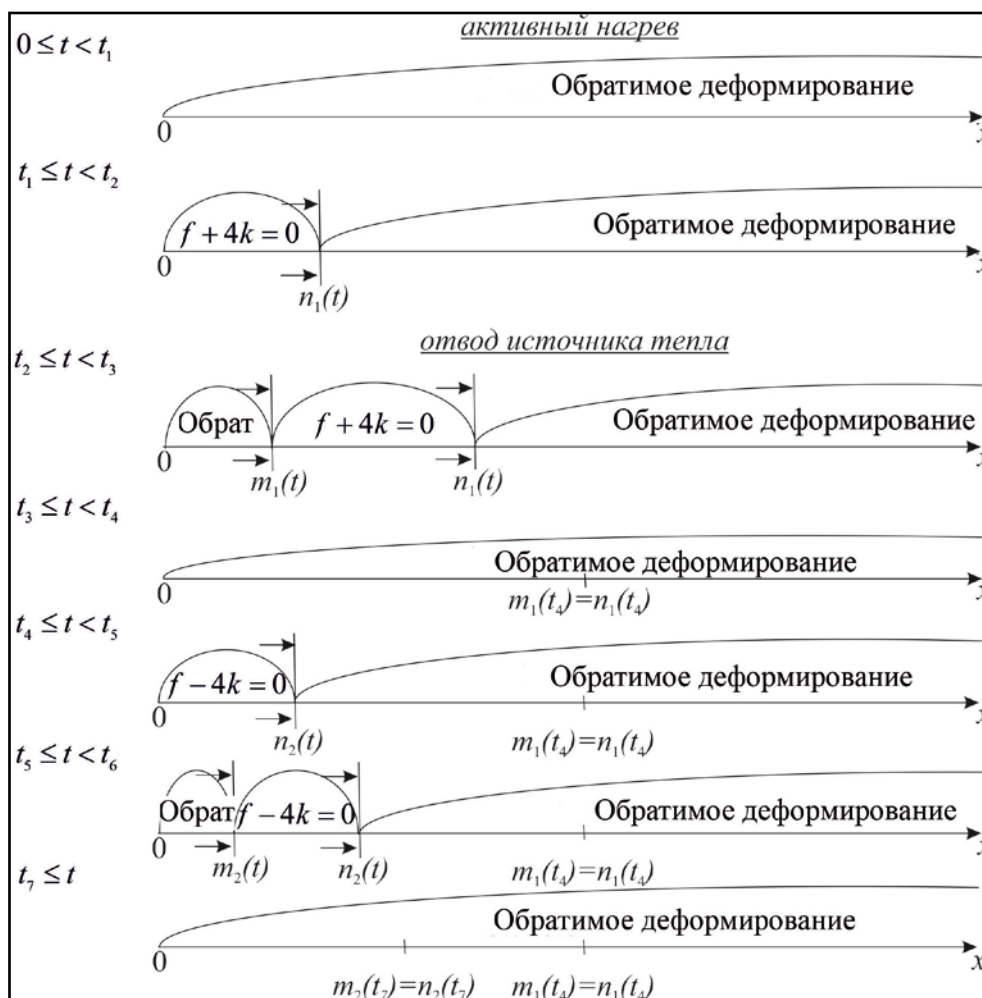


Рис. 4. Схема появления и исчезновения расчетных областей в околошовной зоне

Первоначальное обратимое деформирование. Пусть $t > t_1$, то есть происходит обратимое (термоупругое) деформирование. Считаем, что распределение температуры уже найдено решением температурной задачи. Воспользовались уравнением равновесия, которое в таком случае сводится к виду $\sigma_{x,x} = 0$, и соотношениями закона Дюамеля – Неймана, можно получить:

$$\sigma_x = C_1; \quad \sigma_y = \left(\frac{\lambda}{2} C_1 - 3\alpha\mu K(T - T_0) \right) (\lambda + \mu)^{-1}; \quad \sigma_z = 0;$$

$$u_x = \frac{3}{2} \int_0^x \alpha(T(\rho) - T_0) K(\rho) \gamma_1(\rho) d\rho + \frac{C_1}{4} \int_0^x \gamma_1(\rho) \gamma_2(\rho) \mu(\rho)^{-1} d\rho + C_2;$$

$$\gamma_1(\rho) = (\lambda(\rho) + \mu(\rho))^{-1}; \quad \gamma_2(\rho) = (\lambda(\rho) + 2\mu(\rho)).$$

Здесь C_1 и C_2 являются функциями температуры. Они являются постоянными интегрирования условия равновесия в рассматриваемый момент времени и определяются при выполнении граничных условий. В качестве последних принимаем условия закрепления границ пластины

$$u_x(0, t) = 0; \quad u_x(S, t) = 0 \quad (11)$$

Выполняя условия (11), найдем:

$$C_1 = - \frac{\int_0^S \alpha(T(\rho) - T_0) K(\rho) \gamma_1(\rho) d\rho}{\int_0^S \mu(\rho)^{-1} \gamma_1(\rho) \gamma_2(\rho) d\rho}; \quad C_2 = 0.$$

С ростом времени при нагревании напряжения растут по величине и в момент времени $t=t_1$ достигают поверхности нагружения, то есть на границе $x=0$ выполняется условия пластичности в форме: $2\sigma_y - \sigma_x - \sigma_z = -4k(T)$. С этого момента времени развивается область пластического течения $0 < x \leq n_1(t)$.

Расчет области течения. В области течения $0 < x \leq n_1(t)$ из уравнения равновесия, соотношений Дюамеля – Неймана, ассоциированного закона пластического течения и условия пластичности $f + 4k = 0$ следует:

$$u_x = \int_0^x f_1(\rho) d\rho + C_1 \int_0^x f_2(\rho) d\rho + C_3;$$

$$\sigma_x = C_1; \quad \sigma_y = \int_0^x f_3(\rho) d\rho + C_1 \int_0^x f_4(\rho) d\rho;$$

$$2(\sigma_y - ce_y^p - \eta \varepsilon_y^p) - (\sigma_x - ce_x^p - \eta \varepsilon_x^p) - (\sigma_z - ce_z^p - \eta \varepsilon_z^p) + 4k = 0;$$

$$\varepsilon_y^p = -2\zeta; \quad \varepsilon_x^p = \varepsilon_x^p = \zeta; \quad e_x^p = e_x^p = \tilde{e}_x^p + \zeta\tau; \quad e_y^p = \tilde{e}_y^p - 2\zeta\tau.$$

В (12) использовались обозначения:

$$f_1 = (1.5K(\eta + (c + 2\mu)\tau)\alpha(T(\rho) - T_0) + \mu\eta\tilde{e}_x^p - 2/3\mu\tau k) \times$$

$$\times ((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1};$$

$$f_2 = (4\mu)^{-1} + 0,25(\eta + (c + 2\mu)\tau)((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1};$$

$$f_3 = (-3\mu K\alpha(T(\rho) - T_0)(\eta + c\tau) + 6\mu K\eta\tilde{e}_x^p - 4\mu Kk\tau)((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1};$$

$$f_4 = (0,5\lambda\eta + (K\mu + 0,5\lambda c)\tau)((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1};$$

$$\zeta = (6^{-1}C_1\mu + K\mu\alpha(T(\rho) - T_0) - \tilde{e}_x^p(2\mu K + (\lambda + \mu)c) - 2/3(\lambda + \mu)k) \times$$

$$\times ((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1}.$$

При проведении расчетов считалось $\tau = \Delta t$ - шаг по времени, $\tilde{e}_x^p, \tilde{e}_y^p, \tilde{e}_z^p$ - значения пластических деформации на рассчитанном предыдущем шаге.

В каждый рассчитываемый момент времени t^* значения функций $C_3(t^*)$ и $C_4(t^*)$ определяются выполнением граничных условий (11) и условий на продвигающейся упругопластической границе $x=n_1(t)$. Следствием этих условий оказывается система пяти алгебраических уравнений относительно пяти неизвестных: $C_1(t^*)$, $C_2(t^*)$, $C_3(t^*)$, $C_4(t^*)$, $n_1(t^*)$. Область пластического течения $0 < x \leq n_1(t)$ развивается при активном процессе до момента времени $t=t_2 > t_1$, когда прекращается подвод тепла, и даже после отвода источника тепла и завершения экзотермической реакции. Только в некоторый последующий момент времени $t=t_3 > t_2$ положение качественно изменяется (Рис. 4).

Разгрузка. В момент времени $t=t_3$ от границы $x=0$ пластины отделяется упругопластическая граница $x=m_1(t)$, оставляющая за собой новую область обратимого деформирования $0 < x \leq m_1(t)$. Так как в этой области присутствуют необратимые деформации, обратимое деформирование будет происходить согласно дифференциальным уравнениям, отличным от тех, что справедливы в области $n_2(t) \leq x < S$. Следуя уравнениям равновесия и соотношениям закона Дюамеля-Неймана для перемещения u_x и напряжений σ_x , σ_y получим:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= C_5, \quad \sigma_y = -3K\mu\alpha\gamma_1\alpha(T(\rho) - T_0) + p_y\gamma_1 + 0.5\gamma_1C_5; \\ u_x &= \frac{3}{2} \int_0^x \alpha(T(\rho) - T_0)K(\rho)\gamma_1(\rho)d\rho + \frac{C_5}{4} \int_0^x \gamma_1(\rho)\gamma_2(\rho)\mu(\rho)^{-1}d\rho + C_6 + \\ &+ 0.5 \int_0^x \lambda(\rho)\gamma_1(\rho)p_y(\rho)d\rho + \int_0^x p_x(\rho)d\rho. \end{aligned} \tag{13}$$

Здесь $C_5(t^*)$, $C_6(t^*)$ функции, требующие определения своих значений в каждый рассчитываемый момент времени $t=t^*$. Теперь на каждом шаге расчётов имеем систему восьми алгебраических уравнений относительно восьми неизвестных $C_k(t^*)$ ($k=1, 2, \dots, 6$), $n_1(t^*)$, $m_1(t^*)$. Массивы $p_x(x)$ и $p_y(y)$ неизменяющихся со временем необратимых деформаций формируются следующим образом: $p_x(x) = e_x^p(x, t^*)$, $p_y(y) = e_y^p(y, t^*)$, где t^* является моментом времени прихода в данную точку с координатой x^* разгружающей упругопластической границы $x=m_1(t^*)$. Расчёты по описанной схеме с одновременным использованием зависимостей (10, 12 и 13) продолжаются до момента времени $t=t_4$, когда разгружающая упругопластическая граница $x=m_1(t)$ догонит границу $x=n_1(t)$. Тогда область пластического течения $m_1(t) \leq x < n_2(t)$ исчезает, а расчёты проводятся в соответствии с зависимостями (12) в области $m_1(t_4) = n_1(t_4) \leq x < S$ и в соответствии с (13) в $0 < x \leq m_1(t_4) = n_1(t_4)$. Для четырёх постоянных $C_1(t^*)$, $C_2(t^*)$, $C_5(t^*)$, $C_6(t^*)$ имеем два граничных условия (11) и два условия на линии $x = n_1(t_4) = m_1(t_4)$: непрерывность напряжения σ_x и перемещения u_x .

Повторное пластическое течение. Повторное (обратное) пластическое течение развивается при дальнейшем остывании сборки. Начало его связано с выполнением при $x=0$ в момент времени $t=t_6 > t_5$ условия пластического течения в форме $2\sigma_y - \sigma_x - \sigma_z = 4k(T)$. Заметим, что это противоположная прежней грань призмы Ивлева, отсюда и название «обратное», используемое рядом авторов [19,21]. Вполне аналогично тому, как подучались зависимости (12), следуя уравнению равновесия $\sigma_x, x=0$, соотношениям закона Дюамеля-Неймана и ассоциированного с данной гранью призмы Ивлева закона пластического течения, найдём:

$$\begin{aligned}
u_x &= \int_0^{n_1} f_1(\rho) d\rho + C_1 \int_0^{n_1} f_2(\rho) d\rho + C_5 \\
\sigma_x &= C_1; \quad \sigma_y = \int_0^{n_1} f_3(\rho) d\rho + C_1 \int_0^{n_1} f_4(\rho) d\rho; \\
e_x^p &= e_z^p = \zeta\tau + \tilde{e}_x^p; \quad e_y^p = -2\zeta\tau + \tilde{e}_y^p. \\
f_1 &= (1.5K(\eta + (c + 2\mu)\tau)\alpha(T(\rho) - T_0) + \mu\eta\tilde{e}_x^p - 2/3\mu\tau k) \times \\
&\times ((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1}; \\
f_2 &= (4\mu)^{-1} + 0,25(\eta + (c + 2\mu)\tau)((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1}; \\
f_3 &= (-3\mu K\alpha(T(\rho) - T_0)(\eta + \tau c) + 6\mu K\eta\tilde{e}_x^p - 4\mu K\tau k)((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1}; \\
f_4 &= (0,5\lambda\eta + (K\mu + 0,5\lambda c)\tau)((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1}; \\
\zeta &= (6^{-1}C_1\mu + K\mu\alpha(T(\rho) - T_0) - \tilde{e}_x^p(2\mu K + (\lambda + \mu)c) - 2/3(\lambda + \mu)k) \times \\
&\times ((\eta + \tau c)(\lambda + \mu) + 2\mu K\tau)^{-1}.
\end{aligned} \tag{14}$$

Дальнейшее остывание сборки пластин приведёт к возникновению разгружающей упругопластической границы $x=m_2(t)$, движущейся от края пластины $x=0$ с момента времени $t=t_6 > t_5$ и оставляющая за собой область обратимого деформирования $0 < x \leq m_2(t)$. В этой области справедливы соотношения, аналогичные (13), с тем только отличием, что массив накопленных и не изменяющихся со временем необратимых деформаций $p_x(x)$ и $p_y(y)$ должен быть сформирован после расчётов по (14). Также на каждом шаге расчётов вычисляются значения новых функций $C_3(t_*)$ и $C_4(t_*)$ и положения упругопластических границ $n_2(t_*)$ и $m_2(t_*)$. В момент времени $t=t_7 > t_6$ упругопластические границы совпадают и металл всей пластины далее до её полного остывания деформируется обратимо, но согласно разным уравнениям для областей $0 < x < m_2(t_2) = n_2(t)$; $m_2(t_7) = n_2(t_7) < x < m_1(t_4) = n_1(t_4)$; $m_1(t_4) = n_1(t_4) \leq x < S$. В первых двух из них необходимо учитывать накопленные необратимые деформации.

Остаточные напряжения. Остаточные напряжения получаем, проводя дальнейшие вычисления последовательными шагами по времени до полного выравнивания температуры по пластине и равенства последней комнатной температуре T_0 . Окончательно на таком пути следует

$$\begin{aligned}
\sigma_x &= C_1, \quad \sigma_y = 0.5\lambda C_1 g^{-1} - 3K\mu g^{-1} p_y; \\
u_x &= \int_0^x w x (4\mu g)^{-1} C_1 + \int_0^x p_x(\rho) d\rho + 0.5\lambda g^{-1} \int_0^x p_y(\rho) d\rho; \\
C_1 &= 2\lambda\mu w^{-1} s^{-1} \int_0^s p_y(\rho) d\rho + 4\mu g w^{-1} s^{-1} \int_0^s p_y(\rho) d\rho.
\end{aligned} \tag{15}$$

В этих зависимостях следует учитывать, что $p_x(x)$ и $p_y(y)$ вычисляются по-разному в областях $0 < x \leq m_2(t_7)$ и $m_2(t_7) \leq x \leq m_1(t_4)$, а в областях $n_1(t_4) \leq x < S$ они равны нулю.

Постоянные $g = \tilde{\lambda} + \tilde{\mu}$, $K = \tilde{\lambda} + \frac{1}{3}\tilde{\mu}$, $w = \tilde{\lambda} + 2\tilde{\mu}$ вычисляются при новых значениях для параметров Ламе $\tilde{\lambda}$ и $\tilde{\mu}$ в областях, где произошло необратимое деформирование. Они разные в (15) для различных отмеченных областей $0 \leq x \leq m_2(t_7) = n_2(t_7)$,

$m_2(t_7) = n_2(t_7) \leq x \leq m_1(t_4) = n_1(t_4)$, а в области $m_1(t_4) = n_1(t_4) \leq x < S$ остаются равными первоначальному своим значениям.

Остановимся на некоторых качественных результатах расчётов. Прежде всего заметим, что предел текучести металла околошовной зоны возрастает. При производстве соединения непрерывным электродом сплошного сечения он оказался равным $k=1.07k_0$, а при использовании порошковой проволоки с алюмотермитным наполнителем $k=1.16k_0$. Такое расчетное увеличение вполне согласуется с данными проведённых экспериментов.

Но, несмотря на увеличение предела текучести, измеренный уровень остаточных напряжений оказался во втором случае более низким, чем в первом, причём значительно. Данное обстоятельство иллюстрирует Рис. 5, где сплошной линией показано распределение остаточных напряжений в металле околошовной зоны после соединения пластин традиционным способом с помощью проволоки сплошного сечения, а штриховой – после соединения с помощью предложенного непрерывного электрода в форме порошковой проволоки с алюмотермитным наполнителем.

Повышение итогового предела текучести определяется учётом упрочнения металла при его деформировании в условиях значительного теплового воздействия, в то время как вязкое сопротивление пластическому течению (особенно повторному) существенно снижает уровень остаточных напряжений. Но оба таких эффекта непосредственно связаны с теплоизоляционными свойствами сварочного шлака и образующегося шлака экзотермической реакции (Рис. 2).

Несмотря на то, что ширина зоны термического влияния при использовании в порошковой проволоки с алюмотермитным наполнителем увеличивается, остаточные напряжения в этой зоне значительно уменьшаются в сравнении с результатами, полученными по традиционному способу соединения (Рис. 5).

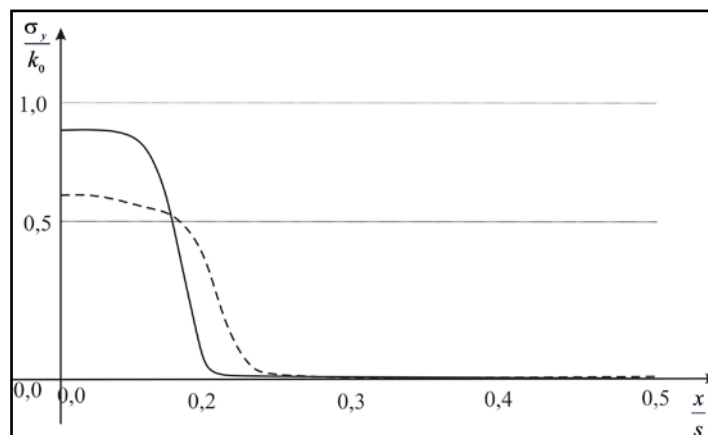


Рис. 5. Сравнение в распределение остаточных напряжений:
 — традиционный способ проволокой сплошного сечения;
 ----- алюмотермитный способ порошковой проволокой

Для проверки теоретического расчета экспериментально определены значения остаточных напряжений в зоне неразъемного соединения полученных деталей из углеродистых сталей. Рентгенодифрактометрический метод определения остаточных напряжений основан на определении межплоскостного расстояния между кристаллическими решетками с помощью измерения угла отражения луча. При помощи агрегата RIGAKU MSF-3М определены остаточные напряжения в образцах сборки из стали СтЗсп и стали 45, полученные экспериментальным способом. Эти данные сопоставлены в Таблице 1 со значениями остаточных напряжений материала

сборки, полученного при помощи проволоки сплошного сечения марки Св-08А. Анализ данных, представленных в табл.1 показал, что в продольном направлении зоны температурного влияния сборки присутствуют растягивающие напряжения, преобладающие значения которых ниже значений предела текучести основного металла Ст3сп. Значения остаточных напряжений в пластинах образцов, полученных при использовании порошковой проволоки с алюмотермитным наполнителем, на 35% меньше, чем у значений образцов, полученных в традиционном АДФ процессе проволокой сплошного сечения. Образцы сборки из стали 45 обладают меньшими значениями остаточных напряжений в сравнении с напряжениями образцов в соединениях, полученных из стали Ст3сп. Это обусловлено технологическими особенностями сварки качественных углеродистых сталей и связано с повторным тепловым воздействием, оказанным вторым проходом электрода, приводящим к разгрузке напряженной зоны. Наплавку производили на идентичных вольтамперных характеристиках и скорости перемещения электрода.

Таблица 1. Остаточные напряжения образцов соединений из Ст3сп

	Номер точки	Сборка из Ст3		Сборка из стали 45	
		$\sigma_{1Ст3}$, МПа	$\sigma_{2Ст3}$, МПа	$\sigma_{1сталь45}$, МПа	$\sigma_{2сталь45}$, МПа
центр пластины	1	-35	12.89	1.02	-0.68
	2	3.26	71.85	1.75	0.56
	3	15.86	119.82	26.34	31.86
	4_1	117.92	235.76	59.23	86.28
Вдоль шва	4_2	163.40	238.95	72.40	105.95
	5	167.09	224.65	69.45	97.79
	6	160.27	240.86	70.89	97.03
	7	140.52	248.13	65.34	101.57
	8	132.61	238.54	60.01	90.33
	9_2	130.51	200.20	56.58	87.64
Край пластины	9_1	87.78	81.91	54.85	81.98
	10	18.56	22.86	31.08	15.96
	11	1.33	0.53	1.33	2.47
	12	-51.26	-10.96	-5.15	-13.06

* $\sigma_{1Ст3}$, $\sigma_{2Ст3}$, $\sigma_{1сталь45}$, $\sigma_{2сталь45}$ – остаточное напряжение для алюмотермитного способа 1 и традиционного способа 2 соответственно для Ст3 и стали45

Анализом данных, представленных в табл.1 установлено, что в направлении продольном зоне температурного влияния сварного соединения пластин из стали 45 присутствуют растягивающие напряжения, величина которых значительно ниже значения предела текучести основного металла стали 45. Значения остаточных напряжений в пластинах образцов, полученных в результате комбинированного теплового воздействия на 30% меньше, чем при традиционном АДФ процессе.

На Рис. 6 и 7 приведено сравнение распределения остаточных напряжений теоретических и экспериментальных данных в стальных пластинах. Сопоставимость экспериментальных значений (обозначенных на графике точками) с теоретическими пределами отклонений, измеренными в соответствующих точках пластин, подтверждает работоспособность расчетной математической модели.

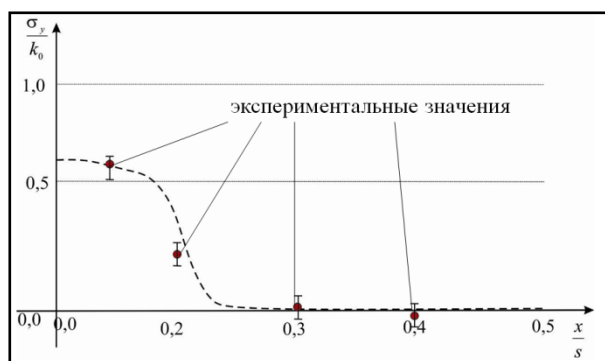


Рис. 6. Сравнение уровня теоретических и экспериментальных остаточных напряжений для АДФ электродом в виде порошковой проволоки с алюмотермитным наполнителем

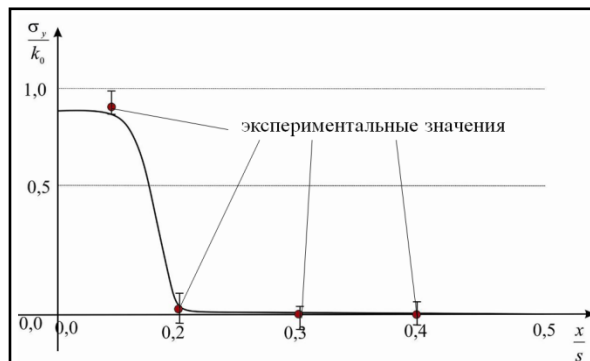


Рис. 7. Сравнение уровня теоретических и экспериментальных остаточных напряжений для АДФ с электродом в виде проволоки сплошного сечения

5. Выводы

Расчеты по предлагаемой математической модели процесса эволюции температурных напряжений показали возможность прогнозирования средствами численных расчетов по соотношениям модели итоговых механических свойств металла зоны термического влияния, уровня и распределения остаточных напряжений в нем. Установлено существенное влияние на итоговые значения упругих модулей, предела текучести, уровня остаточных напряжений, учета в расчетах теплоизоляционных свойств флюса и шлака экзотермической реакции. Определено, что уровень остаточных напряжений снижается за счет учета вязкопластических свойств металла при его пластическом течении, особенно в областях повторного пластического течения. Влияние упрочнения металла при его пластическом течении на возрастание итогового значения предела текучести существенное.

Уровень остаточных напряжений в пластинах образцов, полученных в результате комбинированного теплового воздействия при использовании порошковой проволоки с алюмотермитным наполнителем, на 30-35% меньше, чем в образцах, полученных в традиционном АДФ процессе проволокой сплошного сечения.

Сопоставимость экспериментальных значений с теоретическими пределами отклонений подтверждает работоспособность расчетной математической модели. Теплоизоляция околошовной зоны, учет вязких свойств металла и его упрочнения в процессе необратимого деформирования задают итоговые механические свойства металла околошовной зоны и уровень остаточных напряжений в нем, что находится в соответствии с экспериментальными данными. Таким образом невозможно упростить математическую модель пренебрегая вязким сопротивлением пластическому течению или эффектом упрочнения. Существенно влияние на итоговые расчетные значения оказывает учет теплоизоляционных свойств флюса и шлака, получающегося в результате экзотермической реакции.

Благодарности. Работа выполнена в рамках государственного задания № 075-00414-19-00.

Литература

- [1] Рыбин ВА, Иванов ВА. Исследование влияния конструктивных особенностей и химического состава наполнителя, порошковых проволок на режимы электродуговой сварки. *Экспозиция Нефть Газ*. 2013;7 (32): 55-59.
- [2] Яковлев ДС. Анализ технологических особенностей сварки порошковой

- проволокой. *Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Металлургия*. 2014;14(2): 92-95.
- [3] Новохацкий ВА, Жуков АА, Макарычев ЮИ. *Малоотходная технология производства стальных отливок с экзотермическими прибылями*. Москва: Машиностр; 1986.
- [4] Абашкин ЕЕ, Жилин СГ, Комаров ОН, Ткачева АВ. Влияние теплового режима совместного электродугового и алюмотермического воздействия на формирование структуры и свойств наплавляемого металла. *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение, материаловедение*. 2018;20(2): 62-74.
- [5] Komarov ON, Zhilin SG, Potianikhin DA, Predein VV, Abashkin EE, Sosnin AA, Popov AV. The Influence of Structure on Strength Properties of Casting Steel Obtained with the Use of Thermite. *Materials AIP Conference Proceedings*; 2016;1785: 040027.
- [6] Абашкин ЕЕ, Комаров ОН, Жилин СГ, Предеин ВВ, Ткачёва АВ, Панченко ГЛ. *Порошковая проволока*. RU 2675876С1 (Патент), 2018.
- [7] Предеин ВВ. *Управление структурой и свойствами стальных отливок из термитных материалов при алюмотермии; автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук*. Комсомольск-на-Амуре: Комсомольск-на-Амуре государственный университет; 2018.
- [8] Сальманов ИД, Барановский МЮ, Тарасов ВА. Остаточные напряжения и деформации при сварке. *Строительство уникальных зданий и сооружений*. 2014;12(27): 64-75.
- [9] Ишлинский АЮ, Ивлев ДД. *Математическая теория пластичности*. Москва: Физматлит; 2003
- [10] Абашкин ЕЕ, Каинг М, Ткачева АВ. Влияние температурной зависимости упругих постоянных на решение задачи для температурных напряжений. В сборнике: *Материалы X Всероссийской конференции по механике деформируемого твердого тела*. 2017. с.9-12.
- [11] Абашкин ЕЕ, Каинг М, Ткачева АВ. Температурные напряжения пластины. *Вестник ЧГПУ им. И.Я. Яковлева Серия: Механика предельного состояния*. 2016;4(30): 24-33.
- [12] Зильберг ЮВ, Малыш АД. К вопросу об эффекте Баушингера. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2007;6: 10-18.
- [13] Зубчанинов ВГ, Гульятёв ВИ, Алексеев АА. Об эффекте Баушингера и поверхности текучести при пластическом деформировании металлов. *Вестник Чувашского государственного педагогического университета им. И.Я. Яковлева. Серия: Механика предельного состояния*. 2012;3(13): 3-8.
- [14] Елисеев ВВ, Елизаров ЮМ, Гольцев АМ, Лагунов ВС, Комаров АД, Крупин ЕП, Конасов МА. Определение параметров эффекта Баушингера испытанием на сжатие – растяжение. *Техника машиностроения*. 2010;3(75): 21-25.
- [15] Гринфельд МА. *Методы механики сплошных сред в теории фазовых превращений*. Москва: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит.; 1990.
- [16] Межгосударственный стандарт. ГОСТ 16865-79. *Аппаратура для рентгеноструктурного и рентгеноспектрального анализов. Термины и определения*. Москва: ИПК Издательство стандартов; 2005.
- [17] Межгосударственный стандарт. ГОСТ 32207-2013. *Колеса железнодорожного подвижного состава. Методы определения остаточных напряжений*. Москва: Стандартинформ; 2014.
- [18] Bengeri M, Mack W. The influence of the temperature cycle on the stress distribution in a shrink fit. *Meta Mech*. 1994;103(1-4): 243-257.

- [19] Буренин АА, Ткачева АВ, Щербатюк ГА. Об особенностях использования условия максимальных приведенных касательных напряжений в теории неустановившихся температурных напряжений. *Вестник Чувашского государственного педагогического университета им. И.Я. Яковлева. Серия: Механика предельного состояния*. 2018;2(36): 74-90.
- [20] Токий НВ, Токий ВВ, Пилипенко АН, Письменова НЕ. Температурная зависимость модулей упругости субмикроструктурной меди. *Физика твердого тела*. 2014;56(5): 966-969.
- [21] Дац ЕП, Мурашкин ЕВ, Ткачева АВ, Щербатюк ГА. Температурные напряжения в упругопластической трубе в зависимости от выбора условия пластичности. *Известия РАН. Механика твердого тела*. 2018;1: 32-43.

SIMULATION OF RESIDUAL DISTRIBUTIONS STRESS IN WELDED CONNECTION

E.E. Abashkin, A.A. Burenin, S.G. Zhilin, O.N. Komarov, A.V. Tkacheva*

Institute of Machinery and Metallurgy of the Far-Eastern Branch Russian Academy of Sciences, Komsomolsk-on-Amur, Russian Federation

*e-mail: 4nansi4@mail.ru

Abstract. The search for technological options for obtaining a solid assembly with small values of deformations determines the need to use a combined thermal effect on the zone of connection of extended elements made of carbon steel. Prediction of residual stress values occurring in the heat-affected zone of an assembly is difficult because of the influence of a significant number of factors: heat removal conditions, volume and material properties, etc. To calculate the residual stresses in the material, an experimentally confirmed mathematical model was used, containing viscosity and strain hardening parameters in the plastic flow criterion.

Keywords: cored wire, welding, mathematical model, repeated plastic flow, residual stresses, strength, deformation, Bausinger effect, aluminothermy

References

- [1] Rybin VA, Ivanov VA. Study of the influence of design features and chemical composition of the filler, flux-cored wires on the modes of electric arc welding. *Exposition Oil Gas*. 2013;7 (32): 55-59. (In Russian)
- [2] Yakovlev D.S. Analysis of technological features of powder-wire welding. *Bulletin of the South Ural State University. Series: Metallurgy*. 2014;14(2): 92-95. (In Russian)
- [3] Novokhatsky VA, Zhukov AA, Makarychev YI. *Low-waste technology for the production of steel castings with exothermic returns*. Moscow: Mashinost; 1986. (In Russian)
- [4] Abashkin EE, Zhilin SG, Komarov ON, Tkacheva AV. The influence of the thermal regime of joint electric arc and aluminothermic effects on the formation of the structure and properties of the deposited metal. *Perm National Research Bulletin Polytechnic University. Mechanical engineering, material knowledge*. 2018;20(2): 62-74. (In Russian)
- [5] Komarov ON, Zhilin SG, Potianikhin DA, Predein VV, Abashkin EE, Sosnin AA, Popov AV. Steel Thermite Materials. *AIP Conference Proceedings*. 2016;1785: 040027.
- [6] Abashkin EE, Komarov ON, Zhilin SG, Predein VV, Tkacheva AV, Panchenko GL. Powder wire. RU 2675876C1 (Patent), 2018. (In Russian)
- [7] Predein VV. *Management of the structure and properties of steel castings from thermite materials during aluminothermy. dissertation dissertation for the degree of candidate of technical sciences*. Komsomolsk-on-Amur: Komsomolsk-on-Amur State University; 2018. (In Russian)
- [8] Salmanov ID, Baranovsky MY, Tarasov VA. Residual stresses and deformations during welding. *Construction of unique buildings and structures*. 2014;12(27): 64-75. (In Russian)
- [9] Ishlinsky AY, Ivlev DD. *Mathematical theory of plasticity*. Moscow: Phys-matlit; 2003. (In Russian)

- [10] Abashkin EE, Kaing M, Tkachev AV. Influence of the temperature dependence of elastic constants on the solution of the problem for temperature stresses. In: *Materials of the X All-Russian Conference on the Mechanics of a Deformable Solid*. 2017. p.9-12. (In Russian)
- [11] Abashkin EE, Kaing M, Tkacheva AV. Plate temperature stresses. *Bulletin of ChSPU named after. AND I. Yakovleva Series: Mechanics of Ultimate State*. 2016;4(30): 24-33. (In Russian)
- [12] Zilberg YV, Malysh AD. On the issue of the Bauschinger effect. *Forging and stamping production. Pressure treatment of materials*. 2007;6: 10-18. (In Russian)
- [13] Zubchaninov VG, Gulyaev VI, Alekseev AA. About the Bauschinger effect and the flow surface during plastic deformation of metals. *Bulletin of the Chuvash State Pedagogical University. AND I. Yakovlev. Series: Limit state mechanic*. 2012;3(13): 3-8. (In Russian)
- [14] Eliseev VV, Elizarov YM, Goltsev AM, Lagunov VS, Komarov AD, Krupin EP, Konasov MA. Determination of the parameters of the Bauschinger effect by compression-tension test. *Engineering Engineering*. 2010; № 3 (75). p. 21-25. (In Russian)
- [15] Greenfield MA. *Methods of continuum mechanics in the theory of phase transformations*. Moscow: Science. Ch. ed. Phys.-Mat. lit.;1990. (In Russian)
- [16] Interstate standard. GOST 16865-79 X-ray apparatus for structural and spectral analyses. Terms and definitions. Moscow: IPK Standards Publishing; 2005. (In Russian)
- [17] Interstate standard. GOST 32207-2013. *Wheel for railway stock. Methods of residual stress determination*. Moscow: Standardinform; 2014. (In Russian)
- [18] Bengeri M, Mack W. Influence of the temperature distribution in the shrink fit. *Meta Mech*. 1994;103(1-4): 243-257.
- [19] Burenin AA, Tkachev AV, Scherbatyuk GA. On the features of using the condition of maximum reduced tangential stresses in the theory of unsteady thermal stresses. *Bulletin of ChSPU named after. AND I. Yakovlev*. 2018;2(36): 74-90. (In Russian)
- [20] Tokiy NV, Tokiy VV, Pilipenko AN, Pismenova NE. Temperature dependence of the elastic moduli of submicrocrystalline copper. *Solid State Physics*. 2014;56(5): 1002-1005.
- [21] Dats EP, Murashkin EV, Tkacheva AV, Scherbatyuk GA. Thermal Stresses in an Elastoplastic Tube Depending on the Choice of Yield Conditions. *Mechanics of Solids*. 2018;53(1): 23-32.