

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОДЕФОРМАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ НЕСИММЕТРИЧНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛИ ПРИ СВАРКЕ УГЛОВЫХ ШВОВ

Вильнюсский технический университет им. Гедиминаса, Институт материаловедения и сварки, ул. Басанавичюса 28 -1007, LT-2009 Вильнюс, Литва, e-mail:

suvirinimo-insitutas@me.vtu.lt

1. ВВЕДЕНИЕ

При сварке угловых швов элементов конструкций из нержавеющей стали трудно избежать больших пластических деформаций. От уровня остаточных деформаций зависит прочность конструкций, изменение формы, точность размеров, а также появление и развитие трещин. Поэтому проектируя и производя конструкции из нержавеющей стали, свариваемые многослойными швами важно знать термические циклы при сварке и предвидеть деформации конструкций, так как термодформационные процессы, структурные и фазовые превращения металлов в процессе сварки определяют технологическую прочность шва и зоны термического влияния и другие эксплуатационные свойства сварных конструкций. Для уменьшения деформаций и во избежание перегрева металла околошовной зоны требуется тщательно подбирать методы и оптимизировать режимы сварки с максимальной концентрацией тепловой энергии, используя методы компьютерного моделирования. Вопросам моделирования температурных полей и напряженно-деформационного состояния сварных конструкций посвящено много работ [1–15]. Вместе с тем некоторые вопросы, связанные с проблемами при использовании известных моделей источников тепла, требуют дальнейшей проработки.

2. ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ

Нержавеющая аустенитная сталь 08X18H10T является универсальной – это жаропрочная и коррозионностойкая сталь, которая используется также для производства криогенной техники. Наряду с хорошей коррозионной стойкостью и механическими свойствами при комнатной и повышенных температурах, хорошей свариваемостью, прочностными характеристиками и пластичностью эта сталь обладает очень маленьким коэффициентом теплопроводности и большим коэффициентом теплового расширения. Плохой теплопровод обуславливает интенсивное расплавление металла в зоне ввода тепловой энергии и нагрев меньшего объема металла. Это дает возможность получить большую глубину проплавления, но одновременно приводит к большим локальным деформациям и потере формы конструкции.

3. МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ ПРИ СВАРКЕ ПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ В СРЕДЕ ИНЕРТНЫХ ГАЗОВ

Распределение температуры в свариваемом образце вычислялось методом конечных элементов (МКЭ), применяя программный пакет "ANSYS". Применительно к сварке решают нелинейную нестационарную задачу теплопроводности. В расчетах учитываются изменения теплофизических и механических свойств в зависимости от температуры и структурных превращений. Принципиальным вопросом при моделировании является точное представление ввода тепла в металл. При решении данной задачи в основном используются два подхода [1]. В первом случае источником теплоты служит объем наплавляемого металла или сварочная ванна. Ввод теплоты моделируется либо заданием в конечных элементах, соответствующих расплавленному металлу, постоянной температуры либо распределением температур по определенной закономерности. Во втором случае используются модели источников теплоты, описывающих поверхностное или объемное распределение тепловой мощности, передаваемой от источника нагрева к металлу. Чаще всего применяемой моделью является поверхностный источник с распределением по Гауссу [5,6,9]. В данной работе используется комбинированная модель движущегося источника тепла. Часть теплоты вводится в сварочную ванну, задавая постоянную температуру 1808°K. Оставшаяся часть теплоты вводится в околошовную зону, учитывая площадь пятна нагрева, используя распределение тепловой мощности по Гауссу. Для создания объемной модели свариваемого образца использовались трехмерные восьмиузловые элементы "Solid70". При расчете вводимой теплоты принимались во внимание мощность источника тепла и эффективный КПД процесса нагрева изделия, который для данного процесса и условий сварки составляет 75-85 %.

Принятые определения и допущения:

- данная сталь – изотропный материал с зависящими от температуры свойствами,
- передача тепловой энергии осуществляется теплопроводностью, конвекцией и радиацией.

Таблица 1.

Свойства аустенитной стали, используемые для решения задачи теплопроводности

Эффективный КПД процесса нагрева изделия η	Теплопроводность K , Вт/м·К	Коэффициент конвективной теплоотдачи h , Вт/м ² ·К	Коэффициент степени черноты тела ϵ	Константа Стервана-Рольмана σ , Вт/м ² ·К ⁴	Температура среды T_0 , К	Плотность ρ , кг/м ³	Теплоемкость C_p , Дж/кг·К
0,85	16-27	16-364	0,6-0,95	5,67e-8	293	7600-7900	466-596

Для трехмерных задач применительно к сварке дифференциальное уравнение теплопроводности имеет вид:

$$\rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} + v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = Q + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (1)$$

ρ – плотность материала, c – теплоемкость, T – температура, t – время,

Q – источник тепла, K_x, K_y, K_z – теплопроводность

4. МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОУПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО НЕИЗОТЕРМИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ КОНСТРУКЦИИ ПРИ СВАРКЕ

Применительно к процессам сварки последовательно после решения нелинейной нестационарной задачи теплопроводности решается физически нелинейная задача теории пластичности. Для создания объемной модели свариваемого образца использовались трехмерные восьмиузловые элементы “Solid45” и аналогичная, как во время эксперимента, фиксация свариваемого образца. Принятые определения и допущения:

- данная сталь – изотропный, упругопластичный материал с зависящими от температуры свойствами.
- материал обладает нелинейной зависимостью между деформациями и напряжением. Деформационная характеристика (BKIN) изменяется в зависимости от температуры. BKIN – модель линейного кинематического упрочнения. Данная зависимость не имеет ярко выраженной площадки предела текучести.
- эффекты ползучести и релаксации напряжений в расчетах не учитываются.

Таблица 2.

Свойства аустенитной стали, используемые для решения задачи термоупругопластического деформирования

Модуль упругости	Модуль пластических деформаций	Модуль сдвига	Предел текучести	Предел прочности	Относительное удлинение	Коэффициент Пуассона	Коэффициент линейного расширения металла
			$R_{0,2}$ МПа	R_m МПа			
E, ГПа	E_p , ГПа	G, ГПа	160–275	270–610	δ , %	ν	α 1/К
147–210	7.75–13.94	54–77			40	0,3	1.66e-5–1.86e-5

Задача механики деформируемого тела методом конечных элементов решается приростами.

Наблюдаемые в процессе сварки деформации представлены в виде суммы упругой и пластической частей:

$$d\{\varepsilon\} = d\{\varepsilon^e\} + d\{\varepsilon^p\} + d\{\varepsilon^h\} \quad (2)$$

$\{\varepsilon^h\}$ - температурные деформации, $\{\varepsilon^e\}$ - упругие деформации,
 $\{\varepsilon^p\}$ - пластические деформации

Пластическое течение материала, характеризуемое необратимыми деформациями, начинается согласно формуле (3) только тогда, когда напряжения удовлетворяют критерию текучести, это соответствует условиям пластического течения Мизеса:

$$F(\{\sigma\}, k) = \bar{\sigma} - \sigma_T(k) = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{zx}^2)} - \sigma_T(k) = 0 \quad (3)$$

$\sigma_T(k)$ - предел текучести, зависящий от параметра упрочнения, $\bar{\sigma}$ - интенсивность напряжений, k - параметр упрочнения.

5. СВАРКА ОПЫТНОГО ОБРАЗЦА

Для проведения эксперимента использовались две пластины (245x490x5 и 60x490x5 мм) из нержавеющей стали 08X18Н10Т. Перед сваркой угловых швов была выполнена прихватка пластин. Опытный образец сваривали полуавтоматической сваркой плавящимся электродом в атмосфере инертных газов: сварочная проволока SV-02X19Н9В Ж 1.0 мм, сварочный ток - 140 А, напряжение дуги - 20 В, обратная полярность, скорость сварки - 50м/ч, количество проходов - 3, расход защитного газа 5 л/мин.

6. ИЗМЕРЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОНСТРУКЦИИ

Перемещения элементов конструкций оцениваются укорочением и прогибом вдоль и поперек шва. Измерения перемещений в отдельных точках конструкции производились после каждого прохода полностью остывнув сварной конструкции. Для измерений на стенде использовалась нанесенная на поверхность свариваемых пластин координатная сетка и набор часовых индикаторов.

7. РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И ОСТАТОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ КОНСТРУКЦИИ

Ширина зоны термического влияния (где температура выше 1000°K) справа от сварного шва (по направлению сварки) составляет около 2,5 мм, слева около 1,5 мм. Это обусловлено неодинаковыми условиями теплоотвода, т.е. конструктивными особенностями сварной конструкции и сварного соединения. Во время установившегося режима сварки протяженность зоны термического влияния вдоль шва составляет 20 мм. После окончания процесса сварки, т.е. во время охлаждения в течении 5 минут происходит интенсивный теплообмен и процесс охлаждения в зоне кристаллизовавшегося металла шва. В дальнейшем процесс охлаждения сваренных пластин становится медленнее. Температурные циклы во время следующих проходов сварки очень схожи, так как сварка осуществлялась длинными швами по всей длине образца, следующий проход выполнялся только после полного охлаждения сваренного образца.

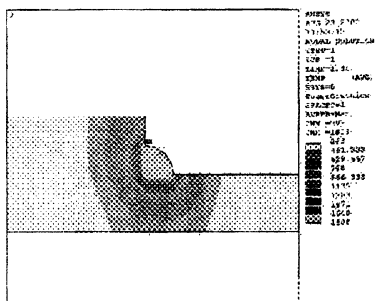


Рис. 1. Распределение температур в свариваемом образце во время сварки первого прохода: поперечный разрез, время сварки $t=18.72$ сек

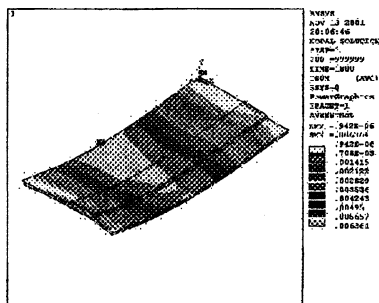


Рис. 2. Остаточные перемещения конструкции. Общий вид

Результаты расчета остаточных перемещений конструкции представлены на рисунке 2. Наибольшие значения остаточных перемещений достигают по оси X только 0,5 мм, по оси Y - 0,37 мм, по оси Z - 6,36 мм.

8. РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЙ ОСТАТОЧНЫХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ КОНСТРУКЦИИ

В данном случае при сварке двух пластин из нержавеющей стали значения остаточных пластических деформаций конструкции изменяются по мере выполнения сварки несколькими проходами, однако наибольшее изменение происходит после сварки первого прохода каждого многослойного шва. Прирост поперечного и продольного укорочения после первого прохода составляет 75% от общего значения, и по 12,5% с каждым следующим проходом. Прирост поперечного и продольного прогиба после первого прохода составляет 50% от общего значения и по 25% с каждым следующим проходом.

Индикаторами измеренные значения перемещений опытного образца подтверждают точность результатов решения методом конечных элементов. Разница результатов не превышала 10%.

Таблица 5.

Основные остаточные перемещения

Типы перемещений	Продольное укорочение, мм	Продольный прогиб, мм	Поперечный прогиб, мм	Поперечное укорочение, мм
Результаты моделирования методом МКЭ	0,37	2,79	6,36	0,50
Результаты измерений	0,39	2,64	6,22	0,46

9. ВЫВОДЫ

1. Экспериментальные измерения перемещений свариваемого образца подтверждают точность результатов моделирования сварочных деформаций. Разница между результатами расчетов методом МКЭ и экспериментальными результатами измерений остаточных перемещений после каждого прохода в отдельных точках свариваемого образца не превышали 10 %.

2. Использование комбинированной модели модели сварочной дуги может служить для расчетов температурных полей, определения размеров зоны термического влияния от теплового воздействия дуги, прогнозирования и уменьшения остаточных деформаций свариваемых конструкций из нержавеющей стали.

ЛИТЕРАТУРА

1. Киселев А.С. Современные аспекты компьютерного моделирования тепловых, деформационных процессов и структурообразования при сварке и сопутствующих технологиях // Сварочное производство, № 10, 1998, с. 17–24. 2. Кеселев А.С., Иванова О.И., Тутнов И.А. Возможности метода супер элементов при расчете остаточных напряжений в стыковых соединениях труб для решения задач безопасной эксплуатации // Материалы 2-й международной конференции “Безопасность трубопроводов”, 1997, с. 1–12. 3. Никифоров Н. И. Математическое моделирование технологического процесса кислородной резки // Сварочное производство, № 4, 1998, с. 3–6. 4. Хромов В. Н. Моделирование процесса термоупругопластического деформирования для расчета распределения остаточных напряжений и деформаций // Металловедение и термическая обработка металлов, № 5, 1999, с. 24–28. 5. Пащадцкий Н. В. Тепловые процессы при сварке плоских изделий // Сварочное производство, № 7, 2000, с. 3–5. 6. Мелюков В. В. Модель концентрированного источника энергии при управлении процессами сварки // Сварочное производство, № 7, 2000, с. 54–56. 7. Медведев С. В. Компьютерное моделирование остаточных сварочных деформаций при технологическом проектировании сварных конструкций // Сварочное производство, № 8, 2001, с. 10–17. 8. Luo Y., Ishiyama M., Murakawa H. Welding Deformation of Plates with Longitudinal Curvature // Trans. of JWRI, 1999, Vol. 28, № 2, p. 97–106. 9. Lho T. J. A study on mathematical modeling parameter optimization in gas tungsten arc welding of thin pipes // Journal of Engineering for Industry, Vol. 117, 1995, p. 78–83. 10. Zhang Y. M., Cao Z. N, Kovacevic R. Numerical analysis of fully penetrated weld pools in gas tungsten arc welding // Proc. Instn Mech. Engrs, Vol. 210, 1996, p. 187–195. 11. Sluzalec A. Moving Heat Source Analysed by Finite Elements and Its Application in Welding // Indian journal of Technology, Vol. 24, 1986, p. 303–308. 12. Brown S., Song H. Implications of tree-dimensional numerical simulations of welding of large structures // Welding Journal, 1992, Vol. 71, № 2, p. 55s–62s. 13. Jang G. B., Kim H. K., Kang S. S. The Effects of Root Opening on Mechanical Properties, Deformation and Residual Stress of Weldments //

Welding Research Supplement, 2001, p. 80–89. 14. Hong J., K, Dong P. Finite element modeling of residual stresses in austenitic stainless steel pipe girth welds // *Welding Journal*, Vol. 76, № 10, p. 442–449. 15. Karlsson R., Josefson B. Three-dimensional finite element analysis of temperatures and stresses in a single-pass butt-welded pipe // *Trans. ASME, Journal of Pressure Vessel Technology*, 1990, Vol. 71, № 9, p. 76–84