

## МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СВАРОЧНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ В ТОНКИХ ПЛАСТИНАХ

*Аспиранты МОНФАРЕД АФШИН ХЕЙДАРИ, ПАНТЕЛЕЕНКО А. Ф.*

*Белорусский национальный технический университет*

Сварочные деформации и остаточные напряжения остаются наиболее сложными термическими явлениями, возникающими в процессе сварки плавлением. В автомобильном производстве широко применяются детали из тонких пластин, и многие из них подвергаются сборке с помощью процесса электродуговой сварки вследствие его большой производительности. Из-за относительно небольшой жесткости в них часто возникают значительные сварочные деформации. Чтобы в полной мере разобраться

в характерных особенностях сварочных деформаций в тонких пластинах, необходимо провести дополнительные исследования с помощью термического анализа и математического моделирования.

Многочисленные экспериментальные исследования, проведенные на протяжении длительного периода времени, были направлены на то, чтобы изучить механизмы возникновения сварочных деформаций и остаточных напряжений. Для этого использовались аналитические и вычислительные методы по прогнозированию и количественной оценке влияния деформаций и остаточных напряжений в процессе сваривания [1–5].

Для данного материала и конструктивных особенностей сварных конструкций масштаб исследуемых явлений преимущественно зависит от специфики введения термической энергии при сварке. Значительное снижение деформаций не может быть осуществлено без замены традиционного процесса сварки на сварочный процесс с меньшим вложением тепла, что не всегда практически выполнимо. Точное прогнозирование деформаций представляет большую сложность даже для простых сварных конструкций и еще большую сложность для конструирования объектов, элементы которых соединяются последовательно.

В качестве первого шага к упрощению, по мнению многих авторов [1, 6], можно выбрать последовательные термически неравновесную и термоупругопластичную стадии расчета. Переходное температурное поле рассчитывается для первой стадии, затем оно принимается в качестве исходного для термоупругопластичной стадии. Выходные данные последней стадии расчета в виде сил поперечной угловой деформации и сил усадки (сжатия) в свою очередь являются исходными параметрами для анализа упругих конечных элементов, который выдает окончательные деформации в структуре. Для подтверждения результатов математического моделирования провели экспериментальные исследования.

Авторы [7] использовали метод конечных элементов (МКЭ) для моделирования сварочных деформаций и остаточных напряжений в сваренном встык соединении из низкоуглеродистой стали толщиной 1 мм. Они также провели экспериментальные исследования для подтверждения адекватности метода математического моделирования.

Необходимо отметить, что известно мало литературных источников, в которых описывается проблема прогнозирования и измерения сварочных деформаций тонколистовых сварочных соединений, особенно из аустенитных нержавеющей сталей. Поэтому в данной статье предложено использовать метод трехмерных термоупругопластичных конечных элементов (МКЭ) для моделирования сварочных деформаций и остаточных напряжений в сваренном встык соединении из аустенитной нержавеющей стали толщиной 1 мм.

**Методика исследований.** Целью исследования является математическое моделирование сварочных деформаций тонколистовых пластин из аустенитной нержавеющей стали. При сварке тонколистовых пластин из-за их малой

жесткости остаточные напряжения вызывают деформацию. Если сравнить, например, величину продольного изгиба или угловой деформации, измеренную на стадии испытаний, с данными математического моделирования, то лишь небольшое расхождение в величинах позволит говорить об адекватности математической модели.

Для измерения сварочных деформаций пластины при наплавке единичного шва тонким валиком использовали измерительный инструмент. Размеры пластины – 80×60×1 мм. Сварка – газовая вольфрамовым электродом в среде защитного газа (GTAW-ТИГ). Состав: 80 % Ar + + 20 % CO<sub>2</sub>. Сварочная проволока ER308L – 94X18H12, параметры процесса сварки приведены в табл. 1.

Таблица 1

Параметры сварки

Параметр	Сварочный ток, А	Напряжение дуги, В	Скорость сварки, мм/с	Диаметр сварочной проволоки, мм
Значение	29	10	1,5	0,8

Для подтверждения результатов моделирования провели экспериментальные исследования. Длина сварного шва – 70 мм. Образец сваривали без закрепления.

На рис. 1 показан единичный шов. После сварки определяли прогиб в центре шва. На рис. 2 величина  $h$  характеризует разницу между начальной и конечной деформациями пластины в направлении оси  $Y$ . Установлено, что величина  $h$  в начальной точке сварки составляет 1 мм, а в конце сварного шва – 6 мм.

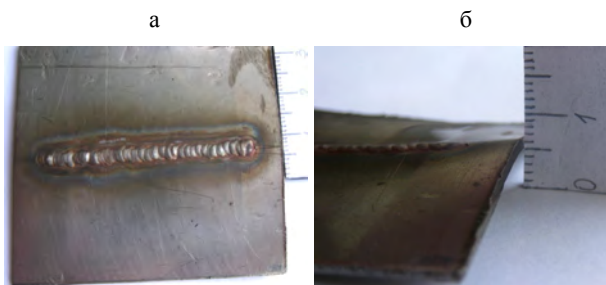


Рис. 1. Пластина со сварным швом: а – вид сверху; б – величина деформации

Начало сварного шва

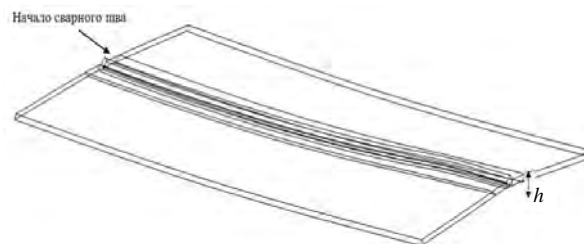


Рис. 2. Схема измерения прогиба плиты

**Прогнозирование температурного поля, остаточных напряжений и деформаций с использованием метода термоупругопластичных элементов (FEM–МКЭ).** На этом этапе, проводимом с помощью программного обеспечения ANSYS, разработали компьютерную методику расчета последовательно выделенных термоупругопластичных конечных элементов для определения температурных полей, остаточных напряжений и сварочных деформаций. Анализ трехмерных конечных элементов осуществляли для количественного изучения сварочных деформаций пластины с единичным швом.

На рис. 3 представлена сетчатая модель конечных элементов, использованная для моделирования. Элементы сетки более плотные вблизи от центра оси шва, в то время как по мере удаления от зоны сварного шва ячейки более крупные. Количество делений в направлении толщины пластины и наплавленного валика равно четырем. Общее число восьмиугольных (восьмиугольных) призматических элементов составляет 5800. Для изучения формы сварного шва в применяемой FEM – МКЭ модели три размера сварного шва были получены и измерены экспериментально. Здесь форма шва определяется на основании этих параметров (рис. 3). При анализе принято, что условия сварки соответствуют экспериментальным.

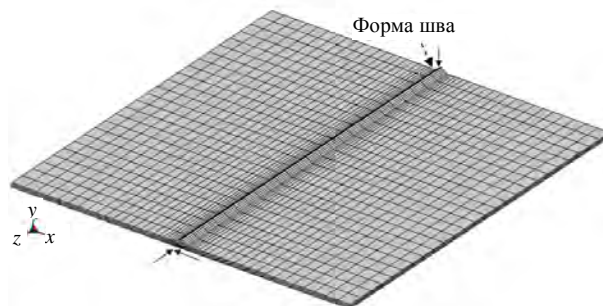


Рис. 3. Модель конечных элементов. Тонкая стрелка показывает механические граничные условия

**Источник теплоты и термический анализ.** Анализ распространения теплоты при сварке с заданными параметрами осуществляли на трехмерной модели тонкой плиты. На данной стадии характер распространения температурного поля в каждой элементарной ячейке рассчитывался для всего сварочного процесса. Для термического анализа были выбраны трехмерные восьмиугольные ячейки и элементы (SOLID 70). Температурозависимые физические свойства нержавеющей стали (табл. 2 [8]) применяли в процессе анализа при распространении температурного поля. Для анализа пере-

дачи теплоты в процессе сварки использовали следующее основное уравнение:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t}(x, y, z) = \nabla(k \nabla T) + Q(x, y, z, t),$$

где  $\rho$  – плотность материала, г/мм<sup>3</sup>;  $c$  – удельная теплоемкость, Дж/(кг·°C);  $T$  – текущая температура, °C;  $Q$  – удельное тепловложение, Вт/мм<sup>3</sup>;  $x, y, z$  – положение проволоки в заданной системе координат, мм;  $t$  – время, с;  $\nabla$  – оператор пространственного градиента.

Выделенную теплоту от движущейся сварочной дуги, которую рассматривали как объемный источник теплоты с двойным эллиптическим распределением (рис. 4 [9]), рассчитывали с помощью следующих уравнений.

Таблица 2

Термофизические и механические свойства стали SUS304 – 04X18H10 [8]

Температура, °C	Удельная теплоемкость, Дж/(кг·°C)	Теплопроводность, Дж/(м·°C)	Предел текучести, МПа	Коэффициент термического расширения, °C <sup>-1</sup>	Модуль Юнга, ГПа	Коэффициент Пуассона
0	462	14,6	265	1,70E-05	198.5	0,294
100	496	15,1	218	1,74E-05	193	0,295
200	512	16,1	186	1,80E-05	185	0,301
300	525	17,9	170	1,86E-05	176	0,310
400	540	18,0	155	1,91E-05	167	0,318
600	577	20,8	149	1,96E-05	159	0,326
800	604	23,9	91	2,02E-05	151	0,333
1200	676	32,2	25	2,07E-05	60	0,339
1300	692	33,7	21	2,11E-05	20	0,342
1500	700	120,0	10	2,16E-05	10	0,388

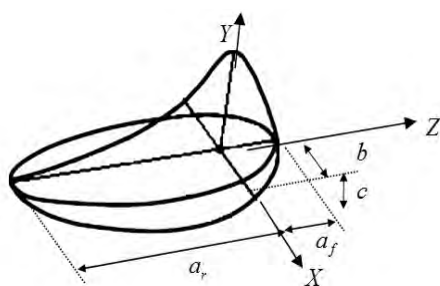


Рис. 4. Модель источника теплоты

Теплота, выделяющаяся:

- на участке  $a_f$

$$Q_f = \frac{6\sqrt{3}\eta Q_w f_f}{\pi\sqrt{\pi a_f b c}} \exp\left\{-3\left(\frac{z^2}{a_f^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{x^2}{c^2}\right)\right\},$$

- на участке  $a_r$

$$Q_r = \frac{6\sqrt{3}\eta Q_w f_r}{\pi\sqrt{\pi a_r b c}} \exp\left\{-3\left(\frac{z^2}{a_r^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{x^2}{c^2}\right)\right\},$$

где  $x, y, z$  – координаты модели двойного эллипсоида, совмещенного со сварочной проволокой;  $f_f, f_r$  – параметры, описывающие долю теплоты, приходящуюся на переднюю и заднюю стороны пластины соответственно (так как градиент температур на главной лицевой стороне пластины больше, чем на задней кромке,  $f_f, f_r$  приняты равными 1,33 и 0,67 соответственно);  $Q_w$  – мощность теплового источника для сварки, которая может быть рассчитана исходя из величин сварочного тока, напряжения сварочной дуги и ее КПД (принято, что КПД сварочной дуги для газовой сварки вольфрамовым электродом в среде защитного газа равен

70 %);  $a_f, a_r, b, c$  – параметры, которые связаны с характеристиками сварочного источника и могут регулироваться с целью создания желаемой зоны оплавления согласно условиям сварки. Значения параметров, использованных при моделировании, представлены в табл. 3.

Таблица 3

Параметры источника теплоты

Параметр	Значение, м
$a_f$	0,0010
$a_r$	0,0020
$b$	0,0015
$c$	0,0020

Влияние течения расплавленного металла не является основополагающим фактором непосредственно при моделировании. Тем не менее течение расплавленного металла оказывает непосредственное влияние на распределение температуры и форму сварочной ванны. Авторы [10] измерили поверхностное распределение температур в сварочной ванне при дуговой сварке вольфрамовым электродом в среде инертного газа для стали (SUS304 – 04X18H10). Установлено, что наиболее высокие температуры на поверхности ванны расплавленного металла составляют около 1750 °С. В проводимом нами исследовании для рассмотрения течения жидкого металла в сварочной ванне учитывали искусственно увеличенную теплопроводность  $\lambda$ . Для температур, близких к температурам плавления, величина  $\lambda$  принята равной удвоенному значению  $\lambda$  при комнатной температуре. Термическое влияние моделировали, учитывая внутреннюю теплоту фазового перехода при расплавлении металла, значение которой составляет 270 Дж/г [3]. Температура ликвидуса  $T_L$  и температура солидуса  $T_S$  приняты равными 1500 и 1450 °С соответственно. Тепловые потери из-за конвекции для всех поверхностей рассчитывали согласно закону Ньютона

$$q = h_f(T - T_0),$$

где  $h_f$  – поверхностный коэффициент теплопередачи, Вт/(м<sup>2</sup>·°С);  $T$  – температура поверхности, °С;  $T_0$  – температура окружающей среды, °С. В данном случае значение  $h_f = 15$  Вт/(м<sup>2</sup>·°С), а температура окружающей среды  $T_0 = 15$  °С.

**Анализ напряжений.** Модель конечных элементов, которую использовали для термического анализа, применяли и для анализа напряжений. При моделировании твердое тело являлось неподвижным (рис. 3). Для моделирования поля растяжение-сжатие выбран тип элементов SOLID 45.

При наличии граничных условий в начале и в конце сварного шва результаты моделирования в данных областях не совсем корректны. Поэтому анализ проводили, учитывая в качестве исходной информации процесс распространения температуры, рассчитанный с помощью термического анализа.

При термомеханическом анализе данные термического анализа принимаются в качестве термической нагрузки. Они запрашиваются при каждом увеличении параметров в течение термомеханического анализа. Принимаем, что пластическая деформация материалов протекает согласно критерию пластичности Мизеса и соответствующему закону текучести. Соотношение между термическими напряжениями  $\sigma_{ij}$  и деформациями  $\varepsilon_{ij}$  описывается следующим уравнением:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E}\sigma_{kk}\delta_{ij} + \lambda s_{ij} + \left[ \alpha + \frac{\partial \alpha}{\partial T}(T - T_0) \right] T,$$

где  $E$  – модуль Юнга;  $\nu$  – коэффициент Пуассона;  $\alpha$  – коэффициент теплового расширения;  $s_{ij} = \sigma_{ij} - 1/3\sigma_{kk}\delta_{ij}$  – составляющие девиаторных напряжений;  $\lambda$  – коэффициент пластической деформации,  $\lambda = 0$  – для упругой деформации или  $\sigma_e < \sigma_s$  и  $\lambda > 0$  – для пластической деформации или  $\sigma_e \geq \sigma_s$ , здесь  $\sigma_s$  – предел текучести,  $\sigma_e = (2/3s_{ij}s_{ij})^{1/2}$  – эффективное напряжение Мизеса.

**Появление и исчезновение элементов.** Для моделирования вариантов заполнения сварного шва со временем при наложении единичного шва модель заимствует алгоритм появления и исчезновения элементов (структурных составляющих, ячеек сетки). Здесь должны учитываться все элементы, включая те, которые образуются в процессе сварки на более поздних стадиях анализа. Метод показывает исчезнове-

ние структурных составляющих. В случае критического уменьшения элемента возможна его последующая активация посредством увеличения. Несмотря на то, что векторы нагрузок этих элементов обнуляются, нагрузки деактивированных элементов по-прежнему появляются в списке нагрузок. Напряжения в структурных составляющих также приравниваются нулю с момента, когда этот элемент исчезает («умирает»). Таким же образом, когда элемент возникает («рождается»), он не добавляется в модель, а просто регенерируется (восстанавливается). Когда элемент регенерируется, его свойства (жесткость, масса, нагрузки и др.) возвращаются к своим нормальным значениям. Термические напряжения рассчитываются для вновь активированных элементов в соответствии с текущей температурой.

**Результаты моделирования. Параметры сварочного температурного поля.** На рис. 5 представлено распределение температуры в пластине в момент времени  $t = 40,5$  с.

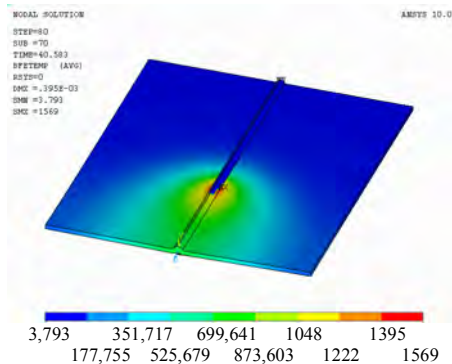


Рис. 5. Распределение температуры в зоне расплавления

Установлено, что температура максимальна в центре сварочной ванны и количественно равна  $1570$  °С. Термическое влияние процесса кристаллизации сварочной ванны учитывается в FEM–МКЭ модели. На рис. 6 представлено распределение температуры после завершения сварки. Видно, что максимальная температура зафиксирована в области перемещения источника теплоты.

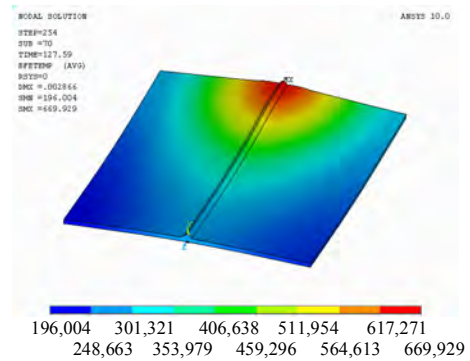


Рис. 6. Распределение температуры после окончания процесса сварки

На рис. 7а, б показано изменение температуры на верхней и нижней поверхностях пластины в зависимости от времени. Установлено, что максимальная температура элементов на верхней поверхности пластины больше, чем на нижней.

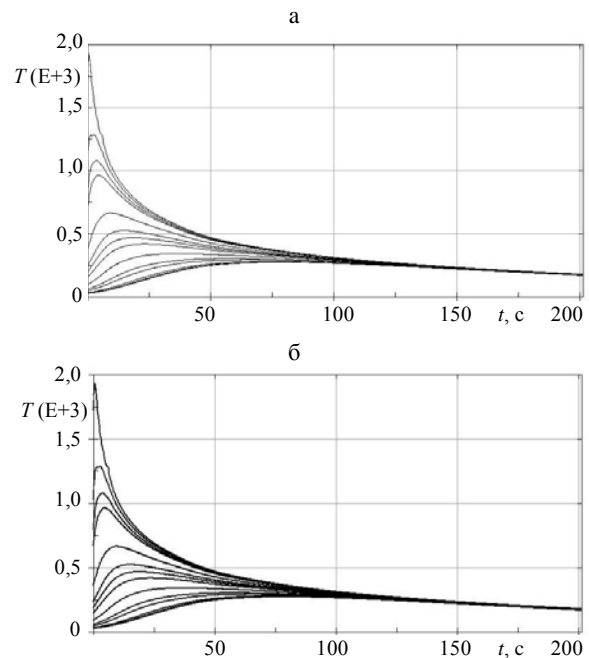


Рис. 7. Распределение температуры в средней части пластины в зависимости от времени: а – верхняя; б – нижняя поверхности; min =  $30,7$  °С; max =  $1930,1$  °С

**Остаточные сварочные напряжения.** Моделирование позволило выявить напряженное состояние остаточных сварных напряжений и деформаций в сварном соединении. На рис. 8 показано распределение расчетных продольных остаточных напряжений в пластине. Установлено, что из-за относительной деформации, происходящей после сваривания, существуют различия между продольным напряжением на

верхней и нижней поверхностях пластины. Благодаря форме пластины на нижней поверхности присутствуют растягивающие напряжения. В то же время на верхней поверхности, особенно на кромке пластины, присутствуют сжимающие остаточные напряжения. Это вызывает продольный изгиб относительно шва.

На рис. 9 показано распределение изгибающих напряжений в пластине поперек шва, определенное в результате расчета. В данном случае также существует значительная разница между изгибающими остаточными напряжениями на верхней и нижней поверхностях. В результате угловой деформации на верхней поверхности присутствуют растягивающие напряжения, а на нижней поверхности – сжимающие, что вызывает выгиб пластины поперек шва.

На рис. 10 показано распределение продольных остаточных напряжений в средней части пластины. Установлено, что (рис. 10а) на верхней поверхности пластины с увеличением расстояния от шва появляются растягивающие

напряжения, достигающие максимального значения 200 МПа. На рис. 10б представлено распределение продольных остаточных напряжений в средней части пластины на нижней поверхности. Видно, что (рис. 10б) растягивающие напряжения появляются на кромке пластины. На нижней поверхности пластины возникают сжимающие напряжения. Величина растягивающих напряжений на верхней поверхности пластины больше, чем на нижней.

**Сварочные деформации.** На рис. 11 изображена расчетная форма прогиба плиты в направлении оси Y. Установлено, что в результате действия напряжений в области сварного шва образуются большой продольный изгиб и поперечный выгиб, что приводит как к продольному, так и к поперечному искривлению пластины. Это подтверждается распределением смещений структурных элементов 7178 и 15137. Максимальное значение отклонения пластины от начального состояния в результате изгиба и выгиба составляет 5,3 мм.

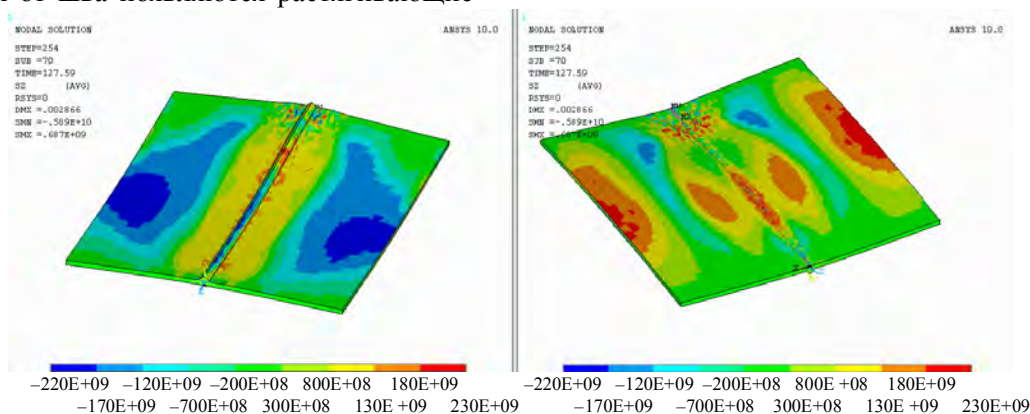


Рис. 8. Продольные остаточные напряжения: а – верхняя; б – нижняя поверхности

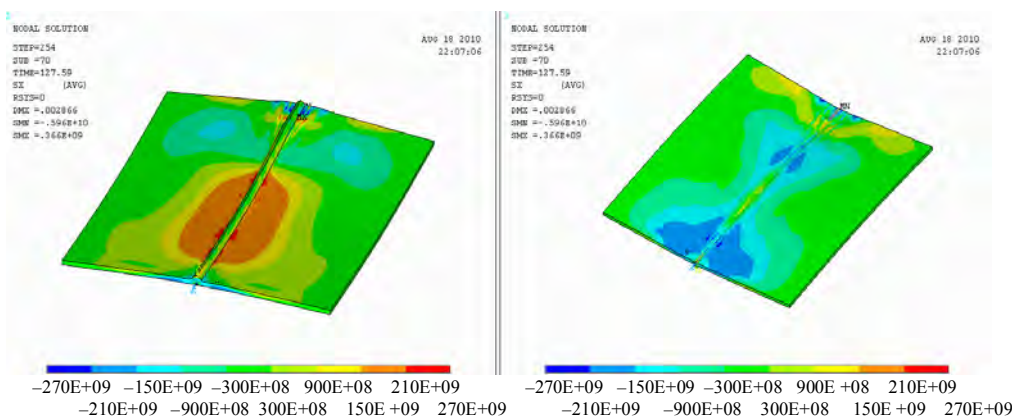


Рис. 9. Поперечные остаточные напряжения: а – верхняя; б – нижняя поверхности

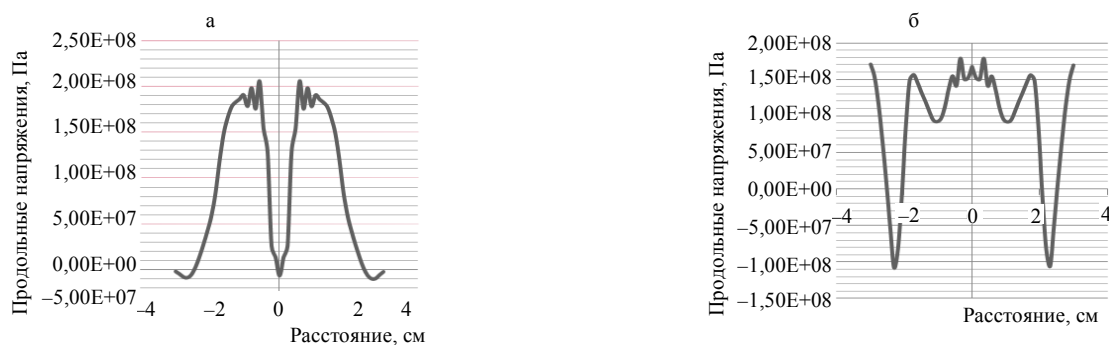


Рис. 10. Распределение продольных остаточных напряжений в средней части пластины:  
а – верхняя; б – нижняя поверхности

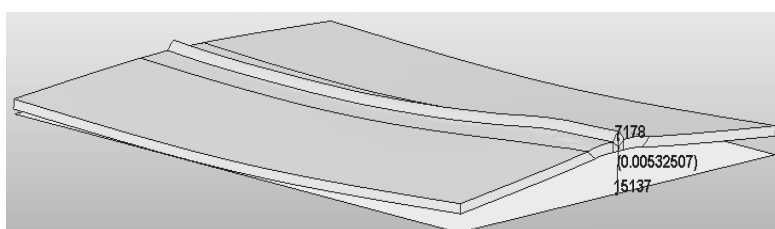


Рис. 11. Распределение смещений в направлении оси  $Y$  между структурными элементами 7178 (середина плиты) и 15137 (середина кромки верхней поверхности плиты)

В результате экспериментальных измерений формы прогиба плиты установлено, что максимальное смещение между серединой и кромкой пластины (выгиб) составляет около 6 мм. Это адекватно результатам расчета.

Таким образом, для тонких (до 3 мм) пластин из аустенитной нержавеющей стали при их сварке целесообразен расчет по предлагаемой модели, так как он хорошо согласуется с экспериментом (расхождение составляет не более 11 %).

### ВЫВОДЫ

1. Для математического моделирования полей температур и напряжений применены программы ANSYS и LS-DYNA, FEM-МКЭ, которые показали хорошую сходимость с экспериментальными результатами. Расхождение расчетных и экспериментальных данных не превышает 11 %.

2. Установлено, что электродуговая сварка или наплавка аустенитной стали на такой же материал вызывает разницу термических напряжений. Изгиб пластины размерами 80×70×3 мм в направлении вдоль шва составляет до 5,3 мм, а выгиб в поперечном направлении до – 6 мм.

3. Предложенная методика расчета рекомендуется для определения величины деформации свариваемых пластин и наплавляемых

материалов из аустенитных сталей толщиной до 3 мм.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Ueda, Y. Simplifying methods for analysis of transient and residual stresses and deformations due to multipass welding / Y. Ueda, K. Nakacho // Trans. JWRI (Osaka, Japan). – 1982. – № 11 (1). – P. 95–103.
2. Mollicone, P. Simple thermo-elastic-plastic models for welding distortion simulation / P. Mollicone, D. Camilleri // Journal of Materials Processing Technology. – 2006. – № 176. – P. 77–86.
3. Zhang, W. Modeling and Real Time Mapping of Phases during GTA Welding of 1005 Steel / W. Zhang, J. W. Elmer, and T. DebRoy // Materials Science and Engineering A. – 2002. – Vol. 333 (№ 1–2). – P. 320–335.
4. Zeng, P. Welding process simulation under varying temperatures and constraints / P. Zeng, Y. Cao // Journal of Materials Science and Engineering A. – 2009. – Vol. 499. – P. 287–292.
5. ZhiLi Feng. Processes and Mechanisms of Welding Residual Stress and Distortion / ZhiLi Feng. – Cambridge, UK: Woodhead Publishing Ltd, 2005.
6. Combined solid and shell element modelling of welding, IUTAM / M. Nasstrom [et al.] // Symposium on the Mechanical Effects of Welding, Lulea, Sweden. – 1992. – P. 197–205.
7. Deng, D. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint / D. Deng, H. Murakawa // Journal of Computational Materials Science. – 2008. – Vol. 43. – P. 353–365.
8. Deng, D. Numerical simulation of temperature and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurement / D. Deng, H. Murakawa // Journal of computational material science. – 2006. – Vol. 377. – P. 269–277.