



МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ СВАРНЫХ СТРИНГЕРНЫХ ПАНЕЛЕЙ ИЗ ТИТАНОВОГО СПЛАВА VT20

О. В. МАХНЕНКО, А. Ф. МУЖИЧЕНКО, И. И. ПРУДКИЙ

ИЭС им. Е. О. Патона НАНУ. 03680, г. Киев-150, ул. Боженко, 11, E-mail: office@paton.kiev.ua

Совершенствование методов прогнозирования напряженно-деформированного состояния сварных соединений тонколистовых конструкций является актуальной задачей. Это относится, в частности, к стрингерным панелям из титанового сплава VT20, к которым предъявляются требования по обеспечению высокой точности и прочности при циклических нагрузках. Проведено математическое моделирование в общей трехмерной постановке напряжений и деформаций в условиях автоматической дуговой сварки неплавящимся электродом прорезным швом малых образцов (400×100...200×2,5 мм) с одним ребром жесткости и полноразмерных стрингерных панелей (1100×550×2,5 мм) с четырьмя ребрами жесткости. Исследовано влияние предварительного упругого растяжения листа и ребер жесткости на остаточное напряженно-деформированное состояние панелей. Расчетные исследования напряженно-деформированного состояния для различных вариантов сварки образцов показали, что малая ширина образцов панелей (100 мм) недостаточна для определения влияния растяжения на остаточные напряжения и целесообразно применение для этих целей образцов шириной как минимум 200 мм. Результаты численных расчетов напряженно-деформированного состояния для различных вариантов сварки стрингерных панелей показали принципиальную возможность проведения в настоящее время таких расчетов в общей трехмерной постановке для крупной сварной конструкции с большим количеством сварных швов, но при достаточно длительной затрате времени на расчет. Библиогр. 20, табл. 3, рис. 9.

Ключевые слова: сварные стрингерные панели, титановый сплав VT20, сварочные напряжения и деформации, метод предварительного упругого растяжения, математическое моделирование

Прогнозирование сварочных деформаций и напряжений можно рассматривать как важный фактор технологической подготовки производства сварных конструкций для выбора рационального способа, режима и последовательности сварки, условий закрепления, а также геометрии ребер жесткости. В конечном счете все это направлено на снижение сварочных деформаций в тонколистовых конструкциях (пределы обычно заданы в технических требованиях).

При прогнозировании напряженно-деформированного состояния сварных панельных конструкций наибольшее распространение получили приближенные инженерные методы расчета, основанные на знании значений функции усадки сварного шва и применении методов теории упругости. При этом для решения задач применяют либо аналитические подходы [1–3], либо метод конечных элементов (МКЭ) [4]. Для исследовательских целей используют более общие подходы термомеханического анализа в сочетании с МКЭ в двухмерной постановке, т. е. при допущении плоского напряженного состояния или плоской деформации [5]. Такое упрощение модели позволяет резко снизить требования к вычислитель-

ным возможностям системы и сократить время на расчет.

В настоящее время в развитых странах пытаются моделировать сварку панелей в трехмерной постановке с помощью МКЭ и методов теории термопластичности. Лидирующие позиции в разработке данной проблемы занимают следующие исследователи. Так, F. Voitout (ESI Group, Франция) проводит широкие расчетные исследования применительно к сварным конструкциям, в том числе и моделированию сварки панелей [6]. D. Camilleri и T. Gray (University of Strathclyde, Glasgow, Великобритания) проводили исследование по оптимизации процесса сварки легких сварных панелей с целью минимизации общих деформаций [7]. Под руководством Н. Murakawa (JWRI, Япония) проводятся систематические расчетные исследования по сварным конструкциям, в том числе оценке сварочных напряжений и деформаций [8–10]. P. Michaleris (Pennsylvania State University, США) с помощью трехмерной модели изучал деформации листа обшивки панели от приварки ребра жесткости, приводящие к потере устойчивости [11]. В последнее время исследования, проводимые в ИЭС им. Е. О. Патона, также связаны с изучением деформаций и напряжений при



сварке и термической правке тонколистовых конструкций типа панелей [12–14].

С учетом возможностей современной компьютерной техники и численных методов решения краевых задач для проведения расчетного исследования влияния различных технологических факторов на уровень остаточных напряжений и деформаций сварных стрингерных панелей из сплава ВТ20 разработана математическая модель для определения напряженно-деформированного состояния тонколистовых стрингерных панелей при сварке протяженных прорезных швов тавровых соединений в общей трехмерной постановке с применением МКЭ и методов теории термопластичности. Эта модель позволяет изучить, кроме основных видов деформаций, таких, как поперечная и продольная усадка, прогибы, угловые деформации, также крутильные деформации, вызванные неодновременностью выполнения сварных швов. В отличие от двухмерных моделей трехмерная позволяет определить влияние последовательности процесса сварки на остаточные напряжения и деформации.

Для предварительной оценки напряженно-деформированного состояния тонколистовых панелей при различных вариантах технологии автоматической сварки была разработана математическая модель сварки малого образца панели (400×100×2,5 мм) с одним ребром жесткости. Справочные данные [15–18] по теплофизическим и механическим свойствам сплава ВТ20, которые использовали при расчете, приведены в табл. 1. Температура плавления сплава $T_{пл} = 1668 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$.

В основу разработанной расчетной модели положено численное решение соответствующих задач термопластичности путем последовательного прослеживания по времени при выполнении движущимся источником нагрева прорезного сварного шва образца панели развития температурных полей и связанной с ними кинетики упругопластических деформаций вплоть до остаточных (полное выравнивание температуры) [5].

Источник нагрева моделируется следующим образом. Коэффициент эффективности нагрева при автоматической аргонодуговой сварке неплавящимся электродом погруженной дугой задан $\eta_{и} = 0,6$ на основе сопоставления

расчетных и экспериментальных данных по размерам зоны проплавления. Погонная энергия сварки

$$q_{п} = \eta_{и} \frac{UI}{v_{св}}, \quad (1)$$

где U — напряжение, В; I — сварочный ток, А; $v_{св}$ — скорость сварки, мм/с.

Мощность нагрева W традиционно распределяется по закону Гаусса по поверхности и глубине нагреваемого металла, т. е. в произвольной точке x, y, z свариваемых элементов в зависимости от скорости сварки $v_{св}$ вдоль направления x , т. е. в декартовой системе координат при движении источника по поверхности $z = z_0 = 0$

$$W(x, y, z) = W_0 \exp \{-K_x [(-v_{св}t)^2 + y^2] - K_z z^2\}, \quad (2)$$

где K_x — коэффициент концентрации нагрева на поверхности, т. е. по направлениям x и y , а K_z — по толщине (рис. 1). Последние параметры выбирали из условий [19] $K_x = 12/B^2$, где B — ширина сварочной ванны. Параметр W_0 определяется из баланса энергии

Таблица 1. Теплофизические и механические свойства сплава ВТ20 в зависимости от температуры при $v = 0,35$

$T, \text{ }^\circ\text{C}$	$\lambda, \text{ Вт/(мм}\cdot\text{ }^\circ\text{C)}$	$c, \text{ Дж/(кг}\cdot\text{град)}$	$E \cdot 10^{-5}, \text{ МПа}$	$\alpha \cdot 10^6, \text{ 1/}^\circ\text{C}$	$\sigma_T, \text{ МПа}$
20	8,0	0,549	1,2	8	850
100	8,8	0,565	1,2	8,2	726
200	10,2	0,587	1,2	9,1	601
300	10,9	0,628	1,14	9,8	478
400	12,2	0,670	1,04	9,9	478
500	13,8	0,712	0,96	10,2	478
600	15,1	0,755	0,84	10,4	478
700	15,17	0,782	0,75	10,5	478
800	15,17	0,795	0,7	10,6	361
900	15,17	0,809	0,6	10,7	244
1000	15,02	0,808	0,5	10,7	128
1156	15,40	0,830	0,5	10,70	32
1157	15,30	0,770	0,54	9,50	32
1200	16,70	0,791	0,5	9,7	21
1400	18,30	0,827	0,5	10,99	21
1600	21,20	0,910	0,5	12,56	21
1800	23,70	0,997	0,5	12,56	21
1944	25,30	1,065	0,5	12,56	21
2000	25,30	1,230	0,5	12,56	21

Примечание. E — модуль упругости материала; ν — коэффициент Пуассона; α — коэффициент температурного расширения; λ — коэффициент теплопроводности; c — удельная теплоемкость; σ_T — предел текучести.



$$W_0 = 2\pi \int_0^\infty \int_0^\delta \exp[-K_x \rho^2 - K_z z^2] \rho d\rho dz = q_{\text{п}} \quad (3)$$

или

$$W_0 = \frac{2q_{\text{эф}}}{\frac{\pi}{K_x} \sqrt{\frac{\pi}{K_z}}}$$

где $\rho^2 = (-tv_{\text{св}})^2 + y^2$; t — время.

Отвод тепла осуществляется по механизму кондуктивной теплопроводности, т. е. определяется дифференциальным уравнением теплопроводности в декартовой системе координат

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + W(x, y, z) = c\gamma \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4)$$

При $y = 0$ (линия сварки) выполняется условие симметрии

$$\frac{\partial T}{\partial y} = 0 \quad (5)$$

на поверхностях панели $z = 0, z = \delta$

$$\frac{\partial T}{\partial z} = \pm \alpha_{\text{т}} (T - T_0), \quad (6)$$

где T_0 — начальная равномерная температура, равная температуре окружающей среды; $\alpha_{\text{т}}$ — коэффициент поверхностной теплоотдачи.

Зная температурное поле $T(x, y, z, t)$ в различных точках (x, y, z) свариваемых элементов панели, можно рассчитать поля напряжений и поля деформаций, а также вектор перемещений U_j ($j = x, y, z$) в каждой точке (x, y, z) в момент времени t . Решение находим путем последовательного прослеживания развития упругопластических состояний во времени t , начиная с начального $t = 0, \sigma_{ij} = 0$ и $\varepsilon_{ij} = 0$, а $T = T_0$. Решение на каждом шаге прослеживания t основано на предыдущем шаге решения в момент $t - \Delta t$, где Δt — шаг прослеживания по времени t . Возмущающим фактором является температурное поле $T(x, y, z, t)$.

Задачу термопластичности решали с помощью теории пластического течения Прандтля–Рейсса, ассоциированной условием текучести Мизеса. На каждом этапе прослеживания линеаризованную задачу решали с помощью МКЭ. Физическая нелинейность реализовалась итерационным путем. При этом расчетная модель учитывала зависимость физико-механических свойств сплава ВТ20 от температуры (см. табл. 1). Для решения задачи использован разработанный в ИЭС им. Е. О. Патона пакет компьютерных программ «Weldpredictions» [20].

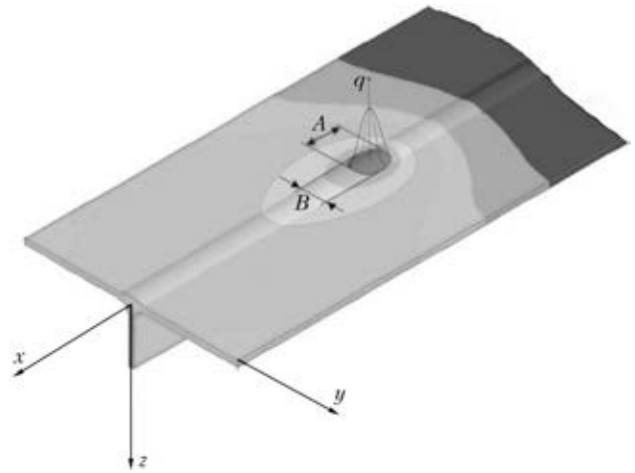


Рис. 1. Схема сварочного источника нагрева при сварке образца панели прорезным швом (A — длина сварочной ванны; B — ширина сварочной ванны, q — гауссово распределение тепловой мощности)

На основе разработанной математической модели проведено расчетное исследование напряженно-деформированного состояния малых образцов панели ($400 \times 100 \times 2,5$ мм) и ($400 \times 200 \times 2,5$ мм) с одним ребром жесткости при различных вариантах предварительного растяжения при сварке. По данным рис. 2 видно, что предварительное растяжение панелей мало влияет на уровень остаточных напряжений малого образца шириной 100 мм. Основное влияние оказывает жесткое закрепление при сварке образцов, что приводит к существенному снижению максимальных остаточных напряжений по сравнению со сваркой в свободном состоянии. Проанализировав расчетные данные, можно сделать вывод, что ширина 100 мм малых образцов панелей недостаточна для оценки эффективности влияния предварительного растяжения на остаточные напряжения в полноразмерных панелях.

Если ширина образца панели достигает 200 мм, то заметно увеличивается влияние предварительного растяжения на максимальные остаточные напряжения (рис. 2), а также принци-

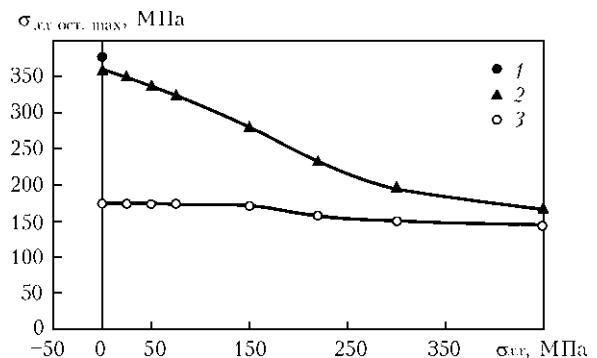


Рис. 2. Зависимость максимальных остаточных продольных напряжений $\sigma_{xx\text{ост}}$ от предварительного растяжения σ_{xx} : 1 — сварка в свободном состоянии; 2, 3 — сварка с растяжением соответственно при $B = 200$ и 100 мм

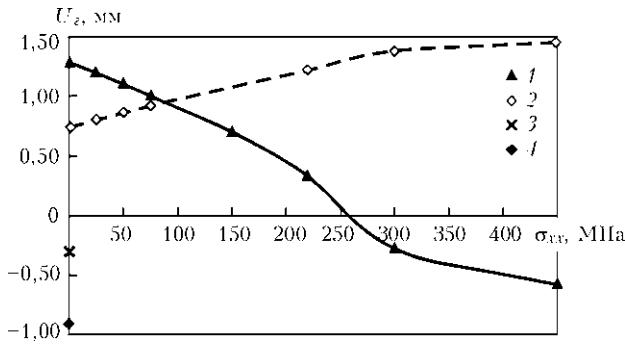


Рис. 3. Зависимость остаточного прогиба U_z от предварительного растяжения σ_{xx} : 1, 2 — сварка с растяжением соответственно при $B = 200$ и 100 мм; 3, 4 — сварка в свободном состоянии соответственно при $B = 200$ и 100 мм

ально изменяется влияние предварительного растяжения на остаточный прогиб панели (рис. 3). При этом предварительное растяжение полотнища и ребра образца панели на уровне 250 МПа является оптимальным с точки зрения минимизации остаточных напряжений (снижение в 2 раза) и деформаций прогиба (близкие к нулевым).

Как видно из рис. 4, в случае сварки без предварительного упругого растяжения экспериментальные (кривая 1) и расчетные (кривая 4) данные достаточно хорошо совпадают за исключением зоны сварного шва, в которой экспериментальное определение остаточных напряжений путем измерения деформаций недостаточно точно, поскольку может быть проведено только с одной стороны образца, где нет ребра жесткости. При сварке образца с предварительным упругим растяжением листа на уровне 220 МПа экспериментальные данные (кривая 2) подтверждают расчетные (кривая 5).

Проведены расчетные эксперименты по определению влияния предварительного растяжения ребра на максимальные остаточные продольные напряжения в образце стрингерной панели ($400 \times 200 \times 25$ мм) при предварительном растяже-

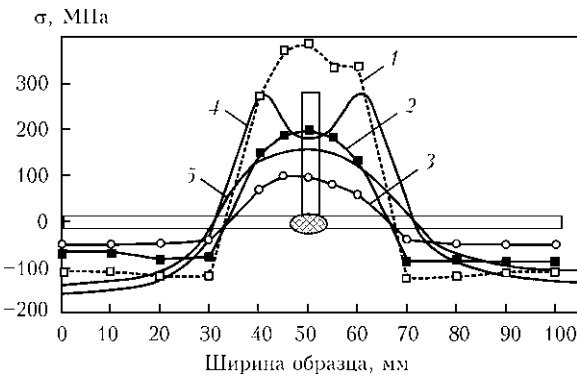


Рис. 4. Экспериментальные (1–3) и расчетные (4, 5) данные остаточных продольных напряжений при сварке образца: 1 — в оснстке без растяжения; 2, 3 — в условиях предварительного продольного упругого растяжения ($\sigma = 220, 450$ МПа соответственно); 4 — в оснстке без растяжения; 5 — в условиях предварительного продольного упругого растяжения ($\sigma = 220$ МПа)

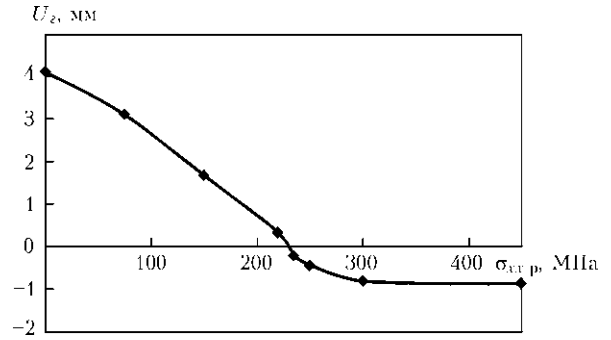


Рис. 5. Зависимости остаточного прогиба U_z от предварительного растяжения ребра σ_{xxp} , при растяжении листа $\sigma_{xxл} = 220$ МПа

нии листа на уровне 220 МПа. Из представленных расчетных результатов (рис. 5) видно, что предварительное растяжение ребра существенно влияет на остаточный прогиб образца стрингерной панели. Минимальный прогиб обеспечивается при значении предварительного растяжения ребра близком к предварительному растяжению листа ($\sigma_{xxp} = \sigma_{xxл} = 220$ МПа). Таким образом, при предварительном растяжении листа (220 МПа) целесообразно обеспечивать растяжение ребра либо на таком же уровне, либо немного выше (230...240 МПа) с целью снижения деформаций прогиба.

Расчетные результаты (рис. 6) показывают, что максимальные остаточные продольные напряжения образца стрингерной панели ($400 \times 200 \times 25$ мм) мало зависят от предварительного растяжения ребра в случае, если предварительное растяжение листа составляет 220 МПа. Отметим, что полученные расчетные данные по сварке стрингерных панелей подтверждаются экспериментальными.

На основе разработанной математической модели малого образца стрингерной панели была создана модель для определения напряженно-деформированного состояния при сварке стрингерной панели размером $1100 \times 550 \times 2,5$ мм с четырьмя ребрами жесткости. Расчетный алгоритм определения напряженно-деформированного состо-

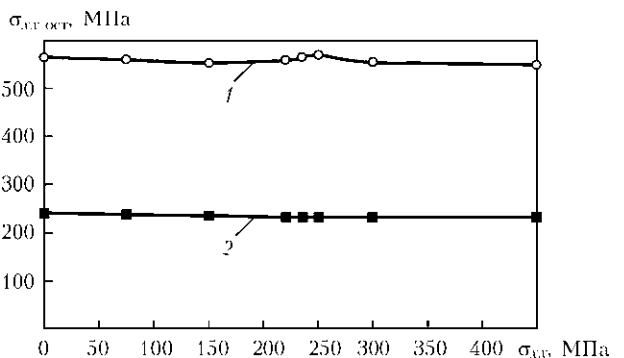


Рис. 6. Зависимость максимальных остаточных продольных напряжений $\sigma_{xx\text{ост}}$ от предварительного растяжения ребра σ_{xx} после сварки (1) и после снятия растяжения (2) при растяжении листа $\sigma_{xxл} = 220$ МПа

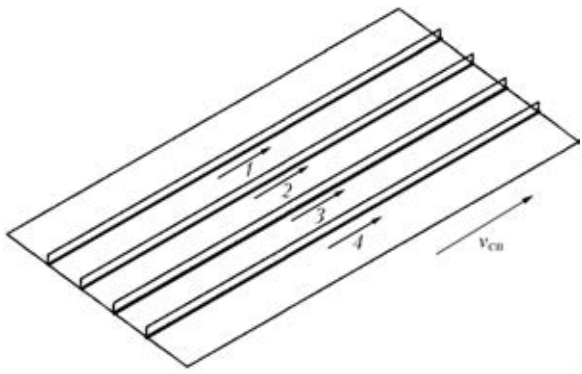


Рис. 7. Схема последовательности выполнения сварных швов при моделировании сварки стрингерной панели

яния при сварке стрингерной панели включает три основных последовательных этапа моделирования:

1) задание предварительного упругого растяжения σ за счет закрепления одной поперечной кромки листа и ребер и перемещения второй кромки в продольном направлении на величину $\Delta = 1100\sigma/E$ (мм), закрепление поперечных кромок из плоскости листа, а также закрепление продольных кромок ребер в направлении из плоскости листа;

2) моделирование сварки (прорезным швом) движущимся источником нагрева четырех продольных ребер в заданной последовательности и в заданном направлении сварки;

3) освобождение сварной панели за счет снятия всех закреплений.

Первый и третий этапы моделирования выполняли за один временной шаг и связаны соответственно с нагрузкой или разгрузкой модели стрингерной панели в упругой области.

В процессе движения источника сварочного нагрева конечные элементы в пределах зоны проплавления закрепляются между собой, имитируя сплавление ребра и полотно между собой.

Расчет напряженно-деформированного состояния стрингерных панелей проводили при различном предварительном растяжении и заданной несимметричной последовательности сварки (рис. 7), т. е. выполняли сварные швы последовательно от одного края панели к другому и только в одном направлении, чтобы максимально проявился эффект неодновременности выполнения сварных швов на распределении остаточных напряжений и деформаций.

В табл. 2 представлены результаты расчета максимальных остаточных продольных напряжений и остаточных прогибов панели (1100×550×2,5 мм) в зависимости от общего предварительного растяжения.

Расчет напряженно-деформированного состояния при сварке стрингерных панелей достаточно продолжителен. На современном персональном компьютере с четырехъядерным процессором расчет одного варианта выполняли в среднем 15 су-

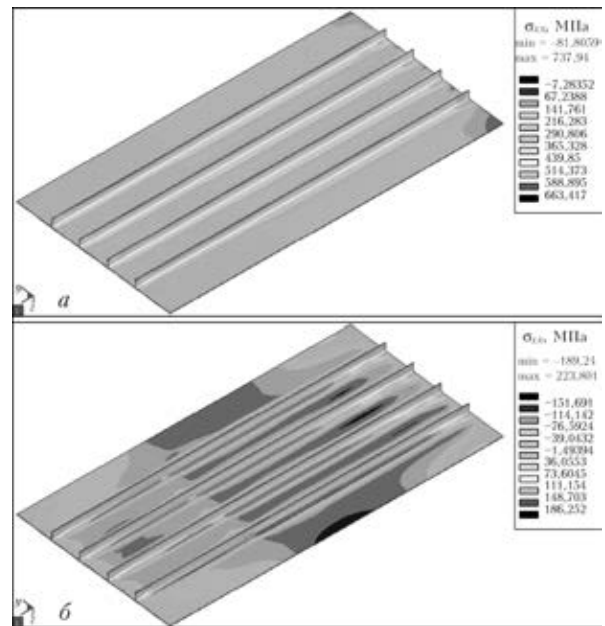


Рис. 8. Распределение остаточных продольных напряжений σ_{xx} после сварки и полного остывания всех четырех ребер (а) и после освобождения из закреплений (б)

ток, поэтому в данной работе приведены результаты только для четырех вариантов сварки стрингерных панелей. Это позволило показать принципиальную возможность проведения в настоящее время таких расчетов в общей трехмерной постановке для достаточно крупной сварной конструкции с большим количеством сварных швов.

На втором этапе моделирования сварки стрингерной панели получено распределение остаточных продольных напряжений σ_{xx} (рис. 8, а) на поверхности стрингерной панели после сварки всех сварных швов (сварка погруженной дугой: $v_{св} = 13$ м/ч, $I = 250$ А, $U = 11,5$ В) в условиях закрепления с предварительным растяжением ($\sigma_{xx} = 220$ МПа). В среднем сечении панели возникают максимальные продольные растягивающие остаточные напряжения на уровне 450...550 МПа, в зоне концевых эффектов сварки — до 650 МПа.

После освобождения стрингерной панели из закреплений происходит значительное перераспределение продольных остаточных напряжений

Таблица 2. Максимальные остаточные продольные напряжения и остаточные прогибы панели в зависимости от общего предварительного растяжения

Лист/ребро		$\sigma_{xx \text{ ост. max}}$, МПа		$U_{z \text{ ост.}}$, мм
σ , МПа	Δ , мм	после сварки	после снятия закреплений	
0/0	0/0	550	316	15,1
80/80	0,73/0,73	550	313	12,5
220/220	2,02/2,02	550	223	7,6
300/300	2,75/2,75	550	195	5,2



(рис. 8, б). В среднем сечении панели максимальные продольные растягивающие остаточные напряжения снижаются до 220 МПа. Наблюдается заметная асимметрия распределения остаточных напряжений, связанная с неодновременностью выполнения сварных швов. Значения остаточных напряжений в среднем сечении панели в зоне последнего сварного шва приблизительно на 40 МПа выше, чем в зоне предыдущих швов, для которых максимальные продольные растягивающие остаточные напряжения не превышают 180 МПа.

На третьем этапе моделирования также возникают остаточные деформации. Для рассмотренного случая сварки с предварительным растяжением $\sigma_{xx} = 220$ МПа максимальные остаточные деформации прогиба достигают 7,6 мм (рис. 9, б), что значительно ниже значения прогиба 15,1 мм для сварки стрингерной панели в закреплении без предварительного растяжения (рис. 9, а). Тем не менее значения прогибов для случаев сварки панели с предварительным растяжением $\sigma_{xx} = 220$ и $\sigma_{xx} = 300$ МПа в результате расчета оказались выше, чем прогнозировалось (расчет малых образцов панелей). Также наблюдается незначительная асимметрия распределения остаточных прогибов со смещением максимума в сторону последнего сварного шва, связанная с неодновременностью выполнения сварочных проходов. При этом какие-либо заметные деформации кручения стрингерной панели отсутствуют. Это видно по одинаковым значениям перемещений из плоскости углов панели. Таким образом, закрепление стрингерной панели во время сварки против перемещений из плоскости и торцов панели в продольном направлении является достаточно эффективным против возникновения остаточных крутильных деформаций.

Остаточные деформации коробления экспериментальных панелей в виде отклонения от плоскости измерялись как стрелки продольных прогибов по линии ребер W_{p1} , W_{p2} , W_{p3} , W_{p4} и как стрелки прогибов крайних и среднего поперечных сечений $W_{п1}$, $W_{п2}$, $W_{п3}$ и как угол α закручивания

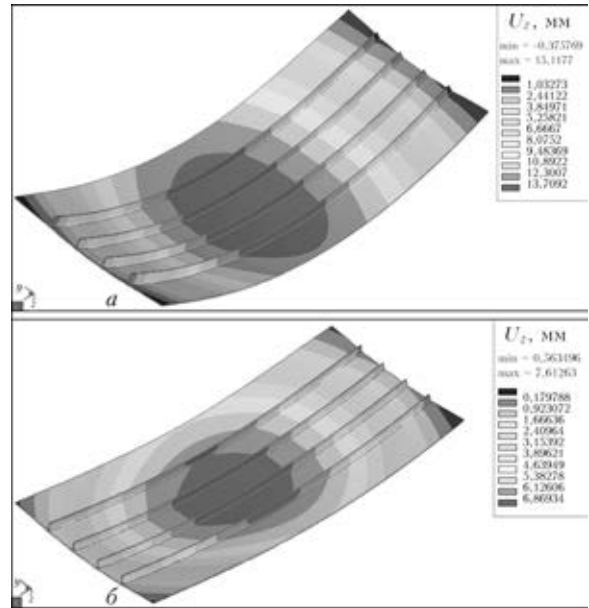


Рис. 9. Остаточные прогибы стрингерной панели при сварке в закреплении без предварительного растяжения ($U_{z \max} = 15,1$ мм) (а) и с предварительным растяжением $\sigma_{xx} = 220$ МПа ($U_{z \max} = 7,6$ мм) (б)

поперечных кромок относительно друг друга. Результаты измерений приведены в табл. 3.

Сравнение расчетных и экспериментальных данных (табл. 3) показывает, что характер распределения остаточных деформаций близок, однако значения продольного прогиба в первом случае являются завышенными (максимальный расчетный прогиб 7,6 мм, а экспериментальный 5,0 мм). Кроме того, расчетный угол α значительно ниже экспериментальных значений (расчетный $\alpha = 0,2$, а экспериментальный — $1,6^\circ$). Возможно, при проведении расчетов входные данные (параметры предварительного упругого растяжения) недостаточно точно соответствовали этим параметрам при эксперименте, либо разработанная математическая модель не полностью учитывает реальные условия сварки стрингерных панелей и требует дальнейшего совершенствования и экспериментальных проверок.

Т а б л и ц а 3. Экспериментальные и расчетные данные по остаточным деформациям прогиба и крутильным деформациям сварных стрингерных панелей

№ панели	W_{p1} , мм	W_{p2} , мм	W_{p3} , мм	W_{p4} , мм	$W_{п1}$, мм	$W_{п2}$, мм	$W_{п3}$, мм	α , град
1	2,5	3,5	2,0	2,0	3,0	5,0	3,5	2,5
2	2,0	2,5	3,0	3,0	4,0	4,5	4,0	3,0
3	1,5	2,0	2,0	1,5	2,5	3,5	2,0	1,0
4	1,5	2,0	1,5	1,5	1,5	2,0	2,0	1,0
5	1,0	1,0	1,5	1,5	1,5	1,5	3,5	1,5
6	0,5	1,5	1,0	0,5	1,0	2,0	1,0	0,5
Средние экспериментальные данные	1,5	2,1	1,8	1,7	2,3	3,1	2,7	1,6
Расчетные данные	6,9	7,4	7,5	7,1	5	7,6	5,5	0,2



В заключение отметим, что результаты моделирования напряженно-деформированного состояния для различных вариантов сварки малых образцов стрингерных панелей размером $400 \times 100 \times 2,5$ мм и $400 \times 200 \times 2,5$ мм с одним ребром жесткости показали:

— ширина 100 мм образца панелей недостаточна для определения эффективности влияния растяжения на остаточные напряжения;

— при ширине образца панели 200 мм заметно влияние предварительного растяжения на максимальные остаточные напряжения и на прогиб панели, при этом предварительное растяжение полотна и ребра образца панели на уровне 250 МПа является оптимальной с точки зрения минимизации остаточных напряжений (снижение в 2 раза) и деформаций прогиба (близкие к нулевым);

— предварительное растяжение ребра существенно влияет на остаточный прогиб образца размером $400 \times 200 \times 2,5$ мм стрингерной панели, а также на то, что минимальный прогиб обеспечивается при значении предварительного растяжения ребра близком к предварительному растяжению листа ($\sigma_{xxp} = \sigma_{xxl} = 220$ МПа), т. е. при реализации предварительного растяжения листа на уровне 220 МПа целесообразно обеспечивать растяжение ребра либо на таком же уровне, либо немного выше (230...240 МПа) с целью снижения деформаций прогиба. При этом максимальные остаточные продольные напряжения образца стрингерной панели мало зависят от предварительного растяжения ребра.

Полученные результаты моделирования напряженно-деформированного состояния для различных вариантов сварки стрингерных панелей размером $1100 \times 550 \times 2,5$ мм с четырьмя ребрами жесткости показали:

— принципиальную возможность проведения в настоящее время таких расчетов в общей трехмерной постановке для достаточно крупной сварной конструкции с большим количеством сварных швов, но с учетом достаточно длительного времени на расчет;

— высокую эффективность метода предварительного упругого растяжения по снижению уровня остаточных напряжений и деформаций прогиба стрингерных панелей;

— эффективность закрепления стрингерной панели во время сварки против перемещений из плоскости и торцов панели в продольном направлении для предотвращения возникновения остаточных крутильных деформаций.

1. Кузьминов С. А. Сварочные деформации судовых корпусных конструкций. — Л.: Судостроение, 1974. — 285 с.
2. Винокуров В. А. Сварочные деформации и напряжения. — М.: Машиностроение, 1968. — 235 с.
3. Талынов Г. Б. Сварочные деформации и напряжения. — Л.: Машиностроение, 1974. — 280 с.
4. Prediction of deformation for large welded structures based on inherent strain / Yu Luo, D. Deng, L. Xie, H. Murakawa // Trans. JWRI. — 2004. — 33, № 1. — P. 65–70.
5. Махненко В. И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. — Киев: Наук. думка, 1976. — 320 с.
6. Distortion control for large maritime and automotive structures coupling with stamping simulation SYSWELDV2004 / F. Boitout, D. Dry, Y. Gooroochurn et al. // SYSWELD Forum 2005, Weimar, Sept., 2005. — P. 107–120.
7. Camilleri D., Gray T. Optimization of welded lightweight multiple-stiffener plate structures to minimize unwanted shape distortion // Welding and Cutting. — 2006. — № 6. — P. 320–327.
8. Deng D., Ma N., Murakawa H. Finite element analysis of welding distortion in a large thin-plate // Transactions of JWRI. — 2011. — 40, № 1. — P. 89–100.
9. FEM analysis of 3-D welding residual stresses and angular distortion in T-type fillet welds / N.-X. Ma, Y. Ueda, H. Murakawa, H. Maeda // Ibid. — 1995. — 24, № 2. — P. 115–122.
10. Simulation of welding deformation for accurate ship assembly (Report 3) / S. M. Gu, H. Murakawa, Y. Ueda et al. // Ibid. — 1996. — 25, № 1. — P. 69–79.
11. Deo M. V., Michaleris P. Mitigation of welding induced buckling distortion using transient thermal tensioning // Sci. and Technology of Welding and Joining. — 2003. — 8, № 1. — P. 49–54.
12. Лобанов Л. М., Махненко О. В., Зайфферт П. Расчетное прогнозирование сварочных деформаций при изготовлении плоских секций с целью снижения объема пригоночных работ // Автомат. сварка. — 1997. — № 1. — С. 21–24.
13. Автоматизированная термическая правка сварных тонколистовых конструкций / Б. Е. Патон, Л. М. Лобанов, Г. А. Цыбулькин и др. // Там же. — 2003. — № 7. — С. 3–8.
14. Махненко О. В., Мужиченко А. Ф., Зайфферт П. Использование математического моделирования при термической правке судостроительных панелей // Там же. — 2009. — № 1. — С. 10–16.
15. Физические свойства сталей и сплавов, использованных в энергетике: Справочник / Под ред. Б. Е. Неймарка. — М.-Л.: Энергия, 1967. — 240 с.
16. ГОСТ 22178–76. Листы из титана и титановых сплавов. Технические условия. — М.: Стандартинформ, 2005. — 27 с. — Введ. 01.07.2005.
17. ГОСТ 19807–91. Титан и сплавы титановые деформируемые. Марки. — М.: Стандарт, 1991. — 7 с.
18. Зиновьев В. Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах: Справочник. — М.: Металлургия, 1989. — 384 с.
19. Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. — М.: Машгиз, 1951. — 296 с.
20. Numerical methods for the prediction of welding stress and distortions / V. I. Makhnenko, E. A. Velikoivanenko, V. E. Pochinok et al. — 1999. — 13, № 1. — 146 p. — (Welding and Surf. Rev.).

Поступила в редакцию 19.09.2012