



ПРИМЕНЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРИ ТЕРМИЧЕСКОЙ ПРАВКЕ СУДОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПАНЕЛЕЙ

О. В. МАХНЕНКО, канд. техн. наук, **А. Ф. МУЖИЧЕНКО**, инж.
(Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины),
П. ЗАЙФФАРТ, проф., д-р техн. наук (IMG GmbH, Германия)

Описан пример применения математического моделирования при изучении эффективности процесса термической правки судостроительных панелей на основе комбинированного использования общего метода термопластичности и приближенного метода функции усадки. Показано, что предложенный подход особенно эффективен для прогнозирования общих деформаций крупногабаритных пространственных конструкций при большом количестве в них сварных швов или локальных нагревов при правке. Проведен анализ экспериментальных данных по термической правке судостроительных панелей с деформациями бухтиноватости и выявлен целый ряд объективных факторов, ограничивающих эффективность этой технологической операции, особенно при больших толщинах листа обшивки.

Ключевые слова: сварные тонколистовые конструкции, судостроительные панели, сварочные деформации, термическая правка, математическое моделирование, метод термопластичности, метод функции усадки

При моделировании процессов сварки или тепловой правки крупногабаритных конструкций с помощью методов конечных элементов и термопластичности возникают проблемы получения решения с необходимой точностью. Во-первых, крупногабаритная конструкция требует разбивки на значительно большее количество элементов по сравнению с отдельным узлом, что вызывает необходимость в значительных компьютерных ресурсах и времени на расчет. Во-вторых, проблема еще более усложняется, когда необходимо промоделировать большое количество сварных швов или локальных нагревов при тепловой правке. В этом случае получение решения становится практически невозможным.

Для определения общих деформаций крупногабаритных конструкций можно использовать приближенный метод функции усадки, который работает в рамках теории упругости, так как общие деформации или перемещения точек сварной конструкции являются интегральной характеристикой и несущественно зависят от характера распределения функции усадки (особенно на некотором расстоянии от ее приложения). Основопологающей по этой теме можно считать работу Е. О. Патона [1], в которой проведено комплексное исследование сварочных остаточных напряжений в цилиндрических сосудах, возникающих от кольцевых и продольных швов, а также при приварке днища, сварке патрубков и т. д. Эта работа и сегодня не потеряла своего научного и

практического интереса. Предложенная в ней идея расчетной оценки остаточных сварочных напряжений методами теории упругости по заданному значению усадочных продольных деформаций, определяемых экспериментально из простых опытов, нашла применение в целом ряде работ [2–8]. Обобщенное представление методов функции усадки выполнено в работе [2].

Проведен ряд экспериментов по изучению эффективности термической правки судостроительных панелей с деформациями бухтиноватости на образцах ограниченного размера (1300×1300 мм), подготовленных с учетом конструктивных особенностей, технологии и материала, аналогичных реальной судостроительной панели (рис. 1). Образец панели состоял из листа обшивки толщиной 6 мм с приваренным продольным и поперечным набором таким образом, что между набором образовывались две зоны бухтиноватости размером 600×1200 мм. Значение бухтиноватости в большинстве случаев имело знак минус (прогиб) и не превышало 3...7 мм.

Термическую правку выполняли путем нагрева как круглых пятен, так и полос длиной 150 мм



Рис. 1. Образец судостроительной панели



с помощью плазменного источника нагрева косвенного действия (эффективная мощность $Q_{\text{эф}} = 1100$ Вт, коэффициент сосредоточенности $K = 0,004$ 1/мм²), газопламенного ацетиленового источника ($Q_{\text{эф}} = 2500$ Вт, $K = 0,005$ 1/мм²) и с помощью лазерного источника расфокусированным лучом ($Q_{\text{эф}} = 2800$ Вт, равномерное распределение мощности в круглом пятне диаметром $D_n = 24$ мм).

Результаты экспериментов на образцах показали очень низкую эффективность термической правки деформаций бухтиноватости. При этом практически для всех нагревов отмечался эффект значительных локальных изгибных деформаций со знаком минус (прогиб), вызванных неравномерностью нагрева металла листа по толщине. Этим можно объяснить тот факт, что снизить деформации бухтиноватости получалось только при положительном знаке (выгибе) бухтиноватости. Таким образом, процесс правки осуществляли не путем натяжения листа обшивки от усадки в плоскости листа, а в результате локальных изгибных деформаций в зоне нагревов.

Для изучения такого типа проблем выполнено моделирование процесса тепловой правки на указанных экспериментальных образцах с помощью коммерческого пакета ANSYS. Модель образца судостроительной панели с разбиением на конечные элементы (приблизительно 240 000 элементов) показана на рис. 2. Нагревы задавали в виде дополнительных деформаций усадки в плоскости листа обшивки. Решение по общим деформациям и перемещениям точек листа обшивки и ребер образца в трехмерной постановке 3D искали в рамках теории упругости с использованием метода функции усадки, который является приближенным и не учитывает историю образования и развития упругопластических деформаций. Поэтому разработанная модель не позволяет определить влияние последовательности выполнения нагревов на общие деформации образца панели. Преимуществом метода функции усадки по сравнению с общим методом термопластичности является возможность получения решения по общим деформациям сложных пространственных конструкций с большим количеством нагревов.

Моделирование процесса тепловой правки на экспериментальном образце панели выполняли, когда обшивка одной панели имела деформацию бухтиноватости, т. е. равномерным прогибом или выгибом из плоскости обшивки. Соответствующие конечно-элементные модели образца судостроительной панели с деформациями бухтиноватости представлены на рис. 3, а, б. Каждая модель имеет закрепления образца в четырех точках в углах по контуру против перемещений из плоскости листа обшивки. Деформации усадки от нагрева одной полосы длиной 150 мм задавали рав-

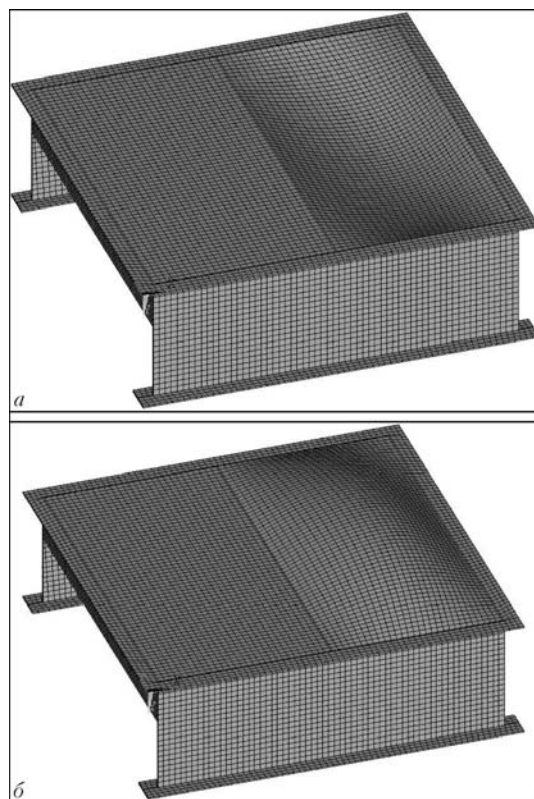


Рис. 2. Конечно-элементная модель образца судостроительной панели с деформацией бухтиноватости обшивки: а — прогиб; б — выгиб

ными $\Delta_{\text{поп}} = 0,3$ мм и $\Delta_{\text{прод}} = 0,1$ мм (в поперечном и продольном направлении относительно полосы нагрева), что приблизительно соответствует реальным значениям при газопламенном нагреве такой полосы [9, 10].

Результаты расчета показали, что под действием деформаций усадки от нагрева одной полосы длиной 150 мм, расположенной по центру бухтины, произошло перемещение листа обшивки на 1,5 мм (рис. 3, а, б), т. е. деформации бухтиноватости уменьшились с 10 (начальное значение) до 8,5 мм. Расчеты также показали, что смещение полосы нагрева от центра бухтины к ребру жесткости (до 70 мм от набора) снижает эффект правки примерно на 25 % (рис. 3, в, г). Расположение полос нагрева в центральной части бухтины является наиболее эффективным (рис. 4).

Важный эффект с точки зрения понимания механизма процесса тепловой правки был выявлен при расчете снижения бухтиноватости от одной полосы нагрева, расположенной по центру бухтины, при различных значениях начальной бухтиноватости (2, 3, 5, 10, 15, 20 и 30 мм). Результаты расчета на рис. 5 показывают, что эффективность правки (снижение бухтиноватости) сначала резко возрастает по мере увеличения начального значения бухтиноватости, затем становится постоянным и дальше несколько снижается при больших значениях бухтиноватости. При нулевой бухтиноватости, т. е. в абсолютно плоском листе,

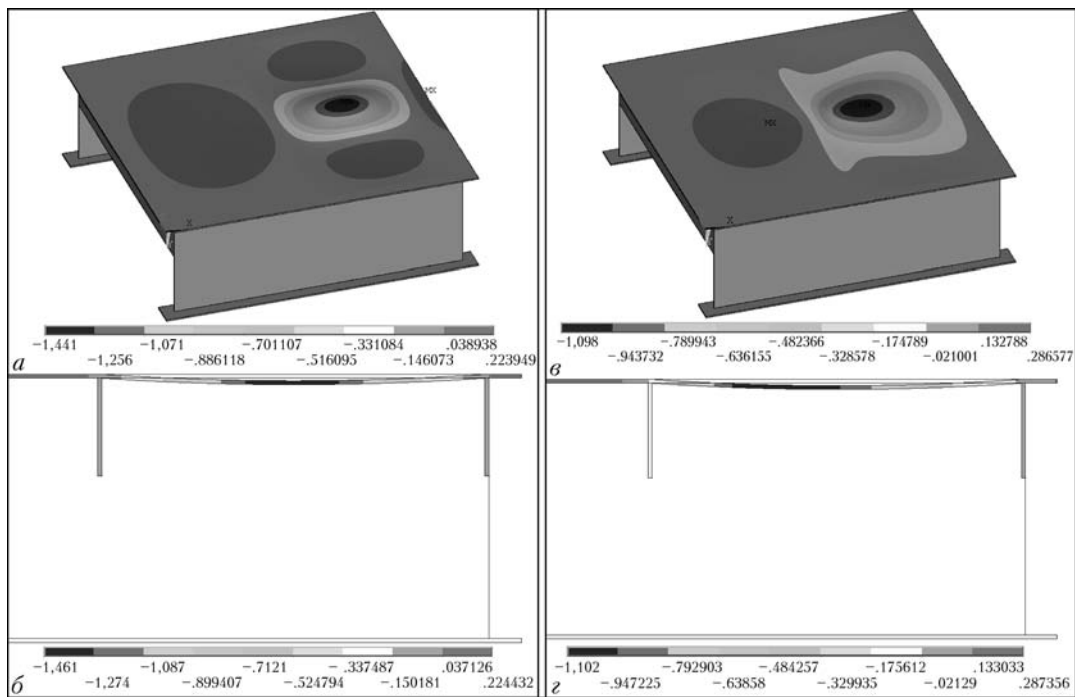


Рис. 3. Перемещения U_y (мм) из плоскости листа обшивки (уменьшение бухтиноватости) под действием деформаций усадки от нагрева одной полосы длиной 150 мм: *a, б* — расположение по центру бухтины; *в, г* — по краю бухтины на расстоянии 70 мм от ребра жесткости; *a, в* — перемещения на общем виде образца панели; *б, г* — поперечное сечение по центру бухтины

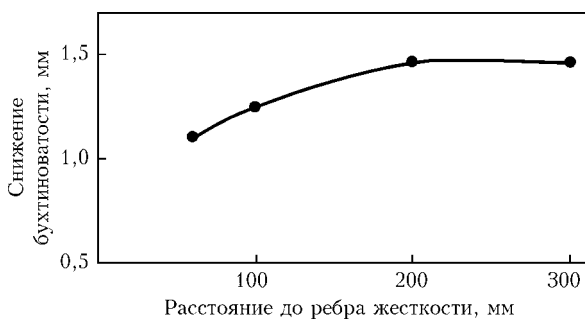


Рис. 4. Снижение эффективности правки при смещении полосы нагрева от центра бухтины к ребру жесткости (набору)

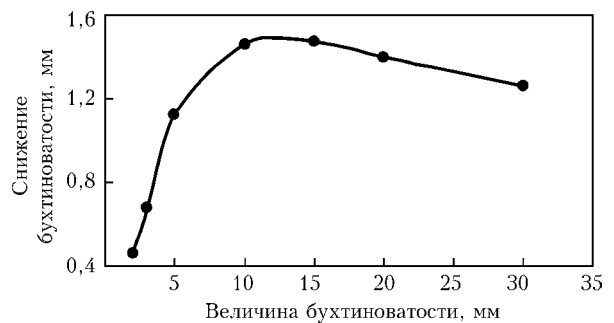


Рис. 5. Зависимость эффективности правки от величины бухтиноватости

усадка от нагрева в плоскости листа не вызывает никаких перемещений из плоскости. Этот эффект согласуется с наблюдениями из практики, т. е., что править тепловым способом малые бухтины более трудоемко, чем большие. Объяснить этот эффект можно тем, что уменьшение бухтиноватости, фактически изгиб листа, зависит от плеча приложения усадочных сил. Чем больше бухтиноватость, тем больше изгибающий момент, вызванный усадкой. В то же время при достижении достаточно больших значений бухтиноватости лист обшивки приобретает сферическую форму, что приводит к повышению жесткости обшивки на изгиб.

Таким образом, результаты расчета показали, что для рассмотренного образца судостроительной панели существует достаточно заметная эффективность правки деформации бухтиноватости под действием деформаций усадки от нагрева полосы. Причем эта эффективность правки не за-

висит от знака (направления) начальной деформации бухтиноватости. Однако при этом не учитывались локальные деформации изгиба, вызванные неравномерностью нагрева листа обшивки при нагреве. Эти деформации изгиба, всегда вызывающие прогиб листа обшивки, при начальной деформации бухтиноватости выгиба будут способствовать снижению бухтиноватости, а при деформации бухтиноватости прогиба будут частично или полностью компенсировать эффект правки от деформаций усадки. Поскольку деформации изгиба возникают практически при любом источнике нагрева, для обеспечения эффективности правки необходимо, чтобы положительный эффект от деформаций усадки в плоскости листа был значительно выше эффекта от деформаций изгиба.

С целью определения остаточных деформаций усадки и локальных угловых деформаций применительно к случаю нагрева полосы движущим-

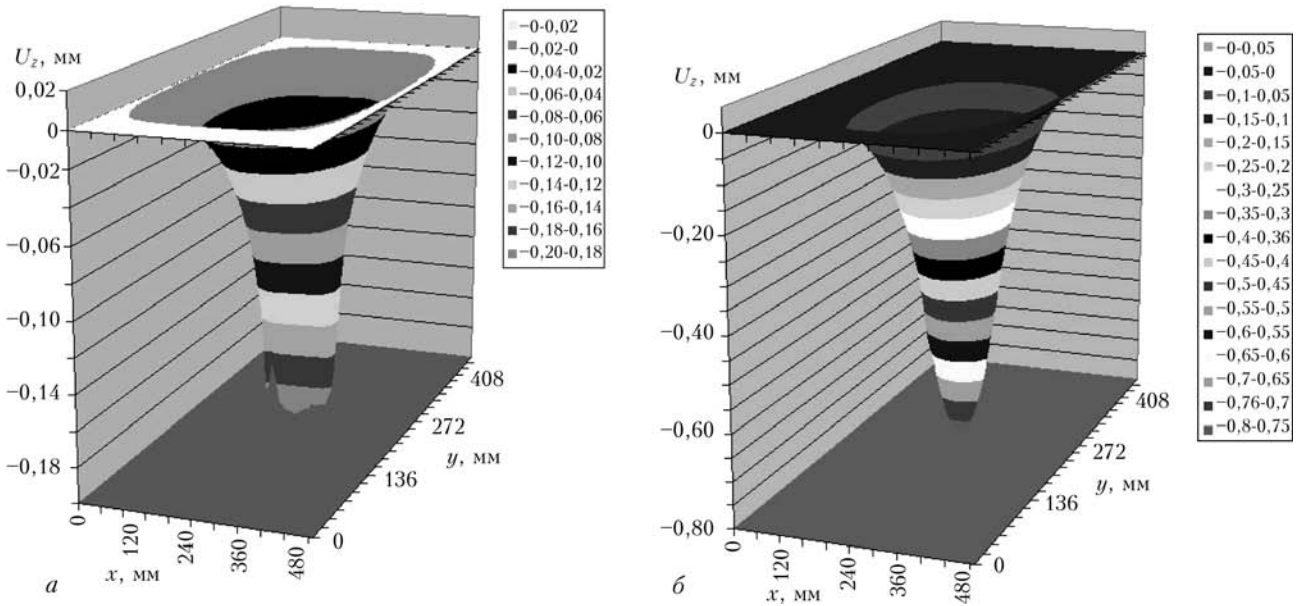


Рис. 6. Распределение остаточных прогибов $U_z(x, y)$ для газопламенного (а) и лазерного (б) источников нагрева

ся источником (материал — низкоуглеродистая сталь) использовали численный алгоритм, основанный на методе термопластичности, т. е. на последовательном прослеживании температурных полей и развитии упругопластических деформаций в листовом образце с размерами 500×500 мм и толщиной 6 мм в трехмерной постановке.

Данные по температурным полям получали численным методом решения задачи теплопроводности в рамках модели 3D для области $0 \leq x \leq 500$ мм, $0 \leq y \leq 500$ мм, $-\delta/2 \leq z \leq \delta/2$ с начальной температурой $T_0 = 20$ °С, когда на всех поверхностях задан теплообмен по закону Ньютона с окружающей средой с температурой 20 °С при коэффициенте поверхностной теплоотдачи $\alpha_T = 0,00004$ Вт/(мм²·°С). На поверхности $z = -\delta/2$ действует поверхностный источник тепла мощностью $Q_{эф}$, распределенный по поверхности по нормальному закону, с коэффициентом сосредоточенности K . Центр источника в момент $0 < t < t_0$ находится в точке $x = x_0, y = y_0$, затем при $t > t_0$ со скоростью v движется вдоль оси x . Движение заканчивается при $t - t_0 = L/v$ и происходит выравнивание температуры.

Проведены численные эксперименты с использованием плазменного источника косвенного действия, широко распространенного в настоящее время газопламенного (ацетиленового) нагрева, а также перспективного для применения в ближайшем будущем лазерного источника нагрева. При этом в расчетах для плазменного источника нагрева задавали эффективную мощность $Q_{эф} = 1100$ Вт и коэффициент сосредоточенности $K = 0,004 \dots 0,010$ 1/мм², измеренные экспериментально. Для газопламенного нагрева задавали $Q_{эф} = 2500$ Вт и $K = 0,004$ 1/мм², соответствующие горелке, которая обычно применяется при теп-

ловой правке при толщине 6 мм. Для лазерного источника нагрева задавали эффективную мощность $Q_{эф} = 2800$ Вт и равномерное распределение мощности в круглом пятне расфокусированного луча диаметром $D_n = 24$ мм.

Расчетные результаты показали, что градиент температур по толщине нагреваемой пластины существенно зависит от мощности $Q_{эф}$, коэффициента сосредоточенности нагрева K и скорости движения источника при нагреве полосы длиной $L = 150$ мм. При этом для плазменного источника разность температур нагрева на верхней и нижней поверхностях составляла приблизительно 40...60 °С, а максимальные прогибы не превышали 0,10 мм. Более высокая эффективная мощность газопламенного и лазерного источников нагрева по сравнению с рассмотренным ранее плазменным источником (в 2...2,5 раза) и соответственно более высокие скорости движения источника вызывают более значительную неравномерность распределения температуры по толщине листа. Этим объясняются достаточно высокие значения максимальных прогибов, вызванных локальными остаточными изгибными деформациями. Для газопламенного источника нагрева в зависимости от коэффициента сосредоточенности K разность температур нагрева на верхней и нижней поверхностях составляла приблизительно 100...160 °С, для лазерного источника нагрева в зависимости от скорости его движения она достигала 300 °С. Соответственно максимальные прогибы U_z локальных изгибных деформаций для газопламенного источника нагрева находятся на уровне -0,2 мм (рис. 6, а), а для лазерного — -0,8 мм (рис. 6, б).

Анализ расчетных данных, представленных в таблице, показывает, что наиболее эффективным из рассмотренных источников нагрева для тепловой правки деформаций бухтинуватостей явля-

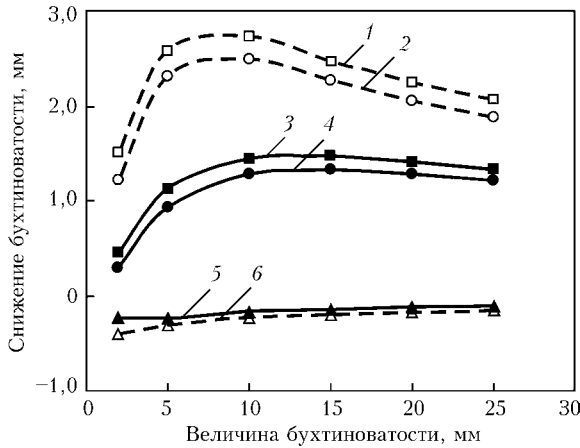


Рис. 7. Зависимость эффективности правки от начальной бухтиноватости при нагреве полосы длиной 150 мм по центру бухтины листа обшивки толщиной 6 (сплошная) и 3 мм (штриховая кривая) с учетом действия усадки в плоскости листа и угловых деформаций: 1, 3 — усадка; 2, 4 — усадка+угловые деформации; 5, 6 — угловые деформации

ется газопламенный по соотношению значений суммарного объема пластических деформаций усадки V_p и максимального прогиба U_z . Неожиданно высокие значения по изгибным деформациям для лазерного источника, который характеризуется равномерным распределением мощности в пятне диаметром 24 мм, можно объяснить, вероятно, достаточно высоким приведенным коэффициентом сосредоточенности K , полученным из относительно небольшого диаметра пятна вводимого тепла. Если принять закон распределения мощности нагрева по формуле

$$Q(r) = \frac{Q_{эф}}{\pi R^2} e^{-Kr^2}$$

и границей пятна нагрева считать координату r , для которой выполняется условие $Q(r)/Q_{эф} = 0,1$, тогда для лазерного источника нагрева при $R = 24/2$ мм приведенный коэффициент сосредоточенности $K = 0,009$ 1/мм². Для сравнения при газопламенном источнике нагрева при $K = 0,003$ и $0,005$ 1/мм² размеры пятна нагрева соответственно равны 41 и 32 мм.

Для учета локальных деформаций изгиба, вызванных неравномерностью нагрева листа обшив-

ки при нагреве, в разработанной конечно-элементной модели нагрева полосы, основанной на использовании метода функции усадки, на верхней и нижней поверхности листа задавали различные значения деформации усадки. Эта разница усадок должна соответствовать угловым деформациям α по следующей зависимости:

$$\alpha = \frac{(\Delta_{поп}^{верх} - \Delta_{поп}^{низ})}{\delta},$$

где $\Delta_{поп}^{верх}$; $\Delta_{поп}^{низ}$ — усадки на верхней и нижней поверхности листа; δ — толщина листа.

В расчетах разницу усадок выбирали таким образом, чтобы прогиб листа обшивки, вызванный угловой деформацией, составлял приблизительно $U_x = 0,2$ мм, что соответствует результатам численного определения локальных угловых деформаций для полосы нагрева длиной 150 мм при газопламенном нагреве. При этом среднее значение усадки задавали равным $\Delta_{поп} = 0,3$ мм и $\Delta_{прод} = 0,1$ мм (в поперечном и продольном направлении относительно полосы нагрева).

На рис. 7 представлены расчетные данные относительно перемещений U_y из плоскости листа обшивки в зависимости от начальной бухтиноватости листа обшивки толщиной 6 и 3 мм с учетом отдельного и совместного действия усадки в плоскости листа и угловых деформаций. Результаты получены для деформации бухтиноватости прогиба, когда угловые деформации частично компенсируют эффективность правки от деформаций усадки. При данном соотношении усадки и угловых деформаций влияние последних на эффективность правки, т. е. на снижение бухтиноватости, незначительно. При более высоких значениях угловых деформаций эффективность правки будет резко снижаться.

Результаты также показали, что эффективность правки существенно зависит от толщины листа обшивки. При условии обеспечения одинаковых характеристик усадки при толщине листа обшивки 3 мм снижение бухтиноватости от нагрева полосы приблизительно в 2 раза выше, чем

Расчетные данные нагрева полосы $L = 150$ мм для листового образца размером 500×500 мм толщиной 6 мм

Источник нагрева	$Q_{эф}$, Вт	K , 1/мм ²	$D_{нр}$, мм	v , мм/с	V_p , мм ²	U_z , мм
Плазменный	1100	0,004	—	1,0	-119,0	-0,08
	1100	0,007	—	1,0	-128,9	-0,09
	1100	0,010	—	1,0	-132,0	-0,07
Газопламенный	2500	0,003	—	2,0	-631	-0,18
	2500	0,005	—	2,0	-669	-0,2
Лазерный	2800	Не опр.	24	4,0	-390	-0,55
	2800	» »	24	6,0	-269	-0,8

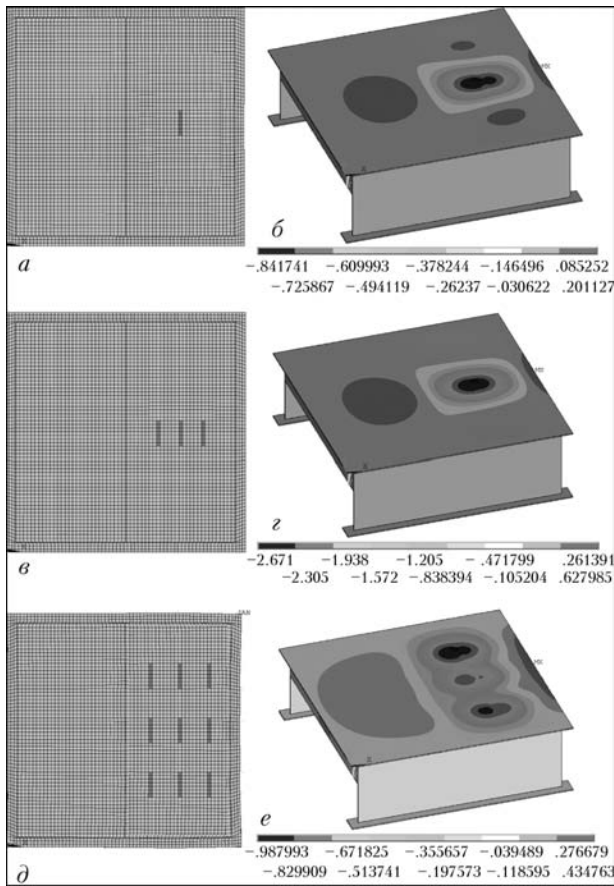


Рис. 8. Снижение бухтиноватости (перемещение U_y) при нагреве полосами длиной 150 мм: *a, в, д* — схема нагрева одной, тремя и девятью полосами; *б, г, е* — соответствующее распределение перемещений, мм

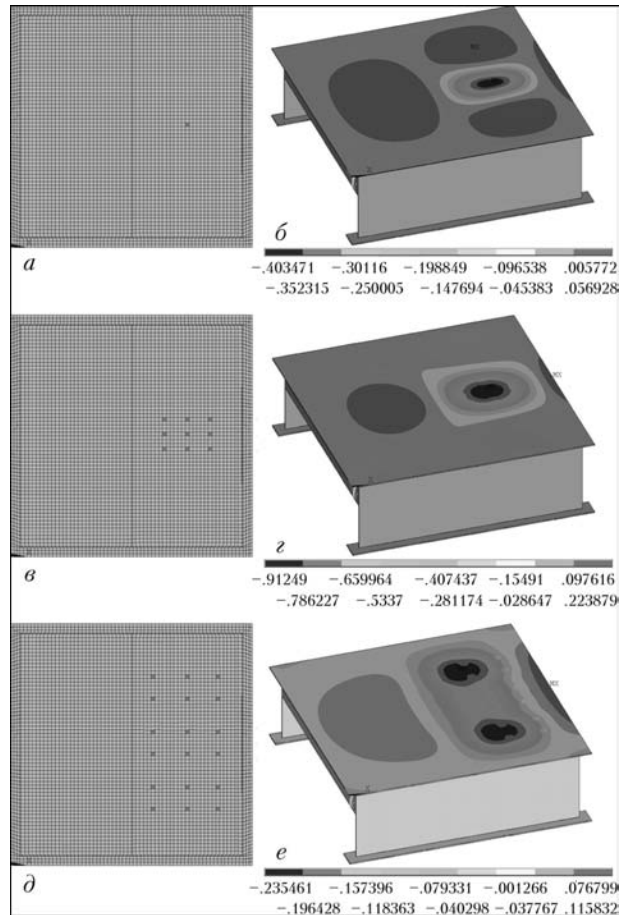


Рис. 9. Снижение бухтиноватости (перемещения U_y) при нагреве круглыми пятнами: *a, в, д* — схема нагрева одним, девятью и 18-ю пятнами; *б, г, е* — соответствующее распределение перемещений, мм

при толщине 6 мм. Это хорошо согласуется с практическим опытом, когда применение тепловой правки деформаций бухтиноватости наиболее эффективно при толщинах листа обшивки до 4 мм.

Разработанная модель позволила провести численные эксперименты по изучению эффективности правки в зависимости от количества и размещения нагревов. На рис. 8 представлены расчетные данные относительно перемещений U_y из плоскости листа обшивки для различных вариантов размещения полос нагрева длиной 150 мм при толщине обшивки 6 мм. Начальное значение деформации бухтиноватости задавали равным 5 мм. Для каждого варианта определяли перемещения U_y под действием совместно деформаций усадки в плоскости и угловых деформаций.

Результаты показывают (рис. 8, *a, б*), что уменьшение бухтиноватости при нагреве полосы имеет локальный характер и происходит в зоне, ограниченной шириной бухтины, а в направлении длины бухтины — приблизительно двумя длинами полосы нагрева. Вне этой зоны наблюдается даже небольшое увеличение этой, а также соседних бухтин. Этот эффект также подтверждается наблюдениями из практики. Расположение нес-

кольких полос нагрева в одной зоне близко друг к другу (рис. 8, *в, г*) дает заметное повышение эффективности правки (уменьшение бухтиноватости) в этой зоне. Расположение полос нагрева равномерно по площади бухтины на достаточно большом расстоянии друг от друга (рис. 8, *д, е*) приводит к сравнительно небольшому уменьшению бухтиноватости по всей площади бухтины. Возможно, это объясняется взаимным влиянием зон снижения и увеличения бухтиноватости от различных полос нагрева. Таким образом, результат правки при большом количестве нагревов нельзя рассматривать как простую сумму уменьшения бухтиноватости от отдельных нагревов.

Как видно из сравнения нагрева полосами с нагревом круглыми пятнами (рис. 9), даже при заданном значении усадки, как и для полосы, снижение бухтиноватости (начальное значение деформации бухтиноватости 5 мм) при нагреве круглыми пятнами имеет значительно более низкий эффект, чем при нагреве полосами. Это связано с меньшим суммарным объемом пластических деформаций, образующихся при нагреве круглых пятен. При этом все отмеченные выше особенности, связанные с локальностью эффек-



тивности правки и взаимным влиянием нагревов друг на друга, сохраняются.

Выводы

1. Эффективность тепловой правки существенно зависит от начальной бухтиноватости, т. е. снижение бухтиноватости (фактически изгиб листа) зависит от плеча приложения усадочных сил. При малых начальных значениях бухтиноватости, или по мере снижения бухтиноватости в процессе правки эффективность ее резко снижается.

2. Большое влияние на эффективность тепловой правки оказывает толщина листа обшивки. При большой толщине листа (6 мм) эффективность правки в результате деформации усадки в плоскости листа резко снижается. Дополнительно при большой толщине возникают деформации изгиба, вызванные неравномерностью нагрева по толщине, которые в зависимости от знака (направления) бухтиноватости могут существенно снижать эффективность правки.

3. Результат тепловой правки существенно зависит от количества и расположения пятен и полос нагревов по площади бухтины и при большом их количестве нельзя рассматривать эффективность правки как простую сумму уменьшения бухтиноватости от отдельных нагревов. Уменьшение бухтиноватости от одного нагрева имеет локальный характер и происходит в зоне с размерами, приблизительно равными ширине бухтины. Вне этой зоны наблюдается даже небольшое увеличение бухтиноватости этой, а также соседних бухтин. Поэтому тепловую правку следует осуществлять нагревом пятен или полос, расположенных в зоне максимальной бухтиноватости.

4. Процесс тепловой правки деформаций бухтиноватости имеет целый ряд объективных фак-

торов, ограничивающих эффективность этой технологической операции, особенно при больших толщинах листа обшивки. Получение положительного эффекта правки возможно только при оптимальном выборе режимов и размещения пятен нагрева.

1. Патон Е. О., Горбунов Б. Н., Берштейн Д. И., Дзевалтовский К. И. Усадочные напряжения при сварке цилиндрических сосудов // Автоген. дело. — 1936. — № 5, 6.
2. Подстригач Я. С., Пляцко Г. В., Осадчук В. А. К определению остаточных сварочных напряжений в цилиндрических оболочках // Автомат. сварка. — 1971. — № 3. — С. 50–58.
3. Ueda Y., Yuan M. G. The characteristics of the source of welding residual stress (inherent strain) and its application to measurement and prediction // Trans. JWRI. — 1991. — 20, № 2. — P. 119–127.
4. Прогнозирование общих деформаций сварных узлов на основе банка данных о поперечной, продольной усадке и угловых деформациях соответствующих образцов / В. И. Махненко, Л. М. Лобанов, О. В. Махненко, М. Байер // Автомат. сварка. — 1991. — № 10. — С. 1–5.
5. Лобанов Л. М., Махненко О. В., Зайферт П. Расчетное прогнозирование сварочных деформаций при изготовлении плоских секций с целью снижения объема пригоночных работ // Там же. — 1997. — № 1. — С. 21–24.
6. Makhnenko V. I., Lobanov L. M., Makhnenko O. V. Problem-oriented software package for prediction of welding stresses and distortions with reference to the solution of various questions of formation. Weldability and accuracy of welded structures. — [1998]. — 29 p. — (Intern. Inst. of Welding; Doc. X/XV-RSD).
7. Prediction of deformation for large welded structures based on inherent strain / Y. Luo, D. Deng, L. Xie, H. Murakawa // Trans. JWRI. — 2004. — 33, № 1. — P. 65–70.
8. Measurement of inherent deformations in typical weld joints using inverse analysis (Pt 1). Inherent deformation of bed on welding / W. Liang, S. Shinji, M. Tejima et al. // Ibid. — 2004. — 33, № 1. — P. 45–51.
9. Кузьминов С. А. Сварочные деформации судовых корпусных конструкций. — Л.: Судостроение, 1974. — 286 с.
10. Винокуров В. А., Григорянц А. Г. Теория сварочных деформаций и напряжений. — М.: Машиностроение, 1984. — 280 с.

Described is an example of application of mathematical modelling for investigation of the efficiency of the process of thermal straightening of shipbuilding panels, based on the approach of a combined use of the general thermoplasticity method and approximate shrinkage function method. It is shown that the approach suggested is particularly efficient for prediction of general distortions of large-size spatial structures in a case of a large number of welds contained in them, or local heatings used in straightening. The results of experiments on thermal straightening of shipbuilding panels with buckling distortions have been analysed, and objective factors that limit the efficiency of this technological operation, especially with large thicknesses of the panels, have been revealed.

Поступила в редакцию 21.03.2008