

УДК 621.874: 539.3

Лятуринский В.А., ассистент; Сидоренко М.В., к.т.н.

Запорожский национальный технический университет

ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ТАВРОВЫХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ КРАНОВЫХ КОРОБЧАТЫХ БАЛОК

Аннотация. В статье моделируется распределение остаточных напряжений и деформаций при изготовлении тавровых поясных соединений балок коробчатого сечения. Рассмотрено влияние различных технологических и конструктивных факторов на послесварочное напряжённно-деформированное состояние зоны термического влияния соединений. Представлены рекомендации по минимизации пластических деформаций и неблагоприятно ориентированных остаточных напряжений тавровых сварных соединений.

Анотація. В статті моделюється розподіл залишкових напружень і деформацій при виготовленні таврових поясних з'єднань балок коробчастого перетину. Розглянуто вплив різних технологічних і конструктивних факторів на післязварний напружено-деформований стан зони термічного впливу з'єднань. Представлені рекомендації щодо мінімізації пластичних деформацій і несприятливо орієнтованих залишкових напружень таврових зварних з'єднань.

Zusammenfassung. In diesem Artikel wird die Verteilung von Restspannungen und Verformungen bei der Produktion von T-Anschlüsse der Kastenträger modelliert. Es wird der Einfluss der verschiedenen technologischen und strukturellen Faktoren auf die Spannungs-Dehnungs-Zustand der Wärmeeinflusszone nach dem Schweißen untersucht. Es werden Empfehlungen vorgestellt, wie die plastischen Verformungen und negative Eigenspannungen in geschweißter T-Anschlüsse minimiert werden.

Вступление

Тавровые соединения с двухсторонними сварными швами широко используются в краностроении. Зона термического влияния (ЗТВ) при их изготовлении испытывает двойной термический цикл. При производстве металлоконструкций (МК) важно минимизировать негативное влияние сварки на прочность и долговечность конструкции. Для этого необходимо установить закономерности распределения остаточных напряжений (ОН) и деформаций в сварных соединениях МК. Исследование особенно актуально для МК кранов тяжелых режимов работы (рис. 1.1).

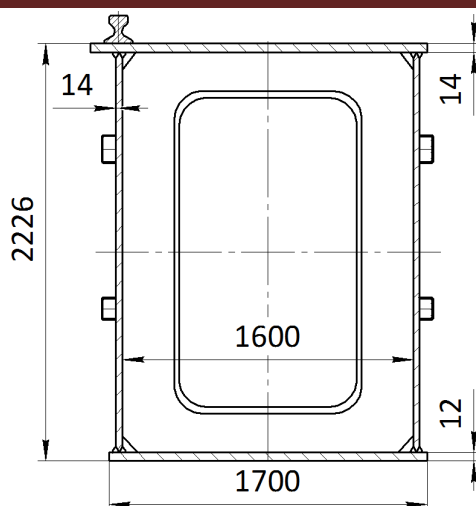


Рисунок 1.1 – Сечение балки мостового металлургического крана

Выходные предпосылки

Исследованию напряжённно-деформированного состояния (НДС) вызываемого сваркой МК посвящено большое количество работ, среди которых лишь в некоторых рассматриваются конкретные сварные соединения крановых МК с учётом их реальной геометрии [1, 2, 3 и др.]. Влияние конструктивных и технологических факторов на объёмное ОН состояние околошовной зоны тавровых соединений коробчатых балок (КБ), выполненных двухсторонними швами, подробно не рассматривалось.

Аналитических решений задачи определения ОН в сварных швах и ЗТВ не существует, а экспериментальное определение напряжений в этих зонах значительно осложнено. Особенностью моделирования ОН в ЗТВ является необходимость учёта микроструктурного фактора [2 и др.].

Цели и задачи исследования

Целью исследования является разработка конструктивных и технологических рекомендаций по изготовлению тавровых сварных соединений коробчатых балок крановых МК с позиции минимизации послесварочных ОН и деформаций. Для этого необходимо: создать конечно-элементные (КЭ) модели тавровых сварных соединений; провести численный эксперимент с учётом обоснованного количества конструктивных и технологических факторов; установить закономерности распределения остаточных напряжений и деформаций в соединениях; провести верификацию моделирования.

Методы исследования

В работе в 2 этапа проводится термо-механическое КЭ моделирование в объёмной постановке. Для моделирования тепловложения применяется двухэллипсоидный источник [4], что

позволяет воссоздать геометрию сварной ванны электродуговой сварки.

Физические и механические свойства стали задаются как функции температуры. Термический этап задачи решается на основе закона теплопроводности Фурье, граничными условиями являются классические уравнения конвекционного и радиационного теплообмена. В уравнение теплового баланса внесена поправка на скрытую теплоту фазовых превращений $\alpha \leftrightarrow \gamma$ и теплоту плавления-кристаллизации.

На первом этапе моделирования дополнительно проводится расчёт концентрации фаз и структурных составляющих на основании диаграммы неизотермического превращения переохлаждённого аустенита. При расчёте учитываются как диффузионные превращения (по уравнению Джонсона-Колмогорова), так и мартенситное (по закону Койстинена-Марбургера).

На 2-м этапе моделирования решается механическая задача, учитывается нелинейное упругопластическое поведение металла. Свойства материала зависят от термического цикла. Более подробно методика моделирования изложена в [2].

Верификация результатов моделирования проводилась на обоих его этапах. Распределение температурных полей при сварке коробчатой балки контролировалось лазерным пирометром СЕМ DT-8869Н. Адекватность моделирования фазового превращения определяли исследованием микроструктуры соединения. Измерения послесварочных ОН выполнялись методом сверления глухого отверстия по методике, основанной на ASTM E-837-08 [5] прибором SINT RESTAN 3000.

Условные обозначения:

$\sigma_{\text{экв}}$ – эквивалентные напряжения по Губеру-Мизесу;

$\sigma_{//}$ – нормальные продольные напряжения (параллельно шву);

$\sigma_{\perp}$ – нормальные поперечные напряжения (перпендикулярно шву, параллельно поверхности листа);

$\varepsilon_{\text{пл}}$ – относительная пластическая деформация;

δ_n – толщина листа пояса балки;

δ_c – толщина листа стенки балки.

1. Предварительные исследования

Для оценки влияния длины шва на распределение ОН в тавровых соединениях модель, представляющую собой часть стенки и верхнего пояса, с $\delta_n = 12$ мм, $\delta_c = 14$ мм была рассчитана для 3-х конфигураций длины соединения L : 600 мм, 400 мм, 300 мм. Результирующие $\sigma_{//}$ в средних сечениях соединения для 2-х крайних случаев представлены на рис. 1.2.

Установлено, что ОН в ЗТВ среднего сечения соединения мало зависят от длины этого соединения. Далее в исследовании использованы модели с габаритами: $H = B = L = 300$ мм (рис. 3.2).

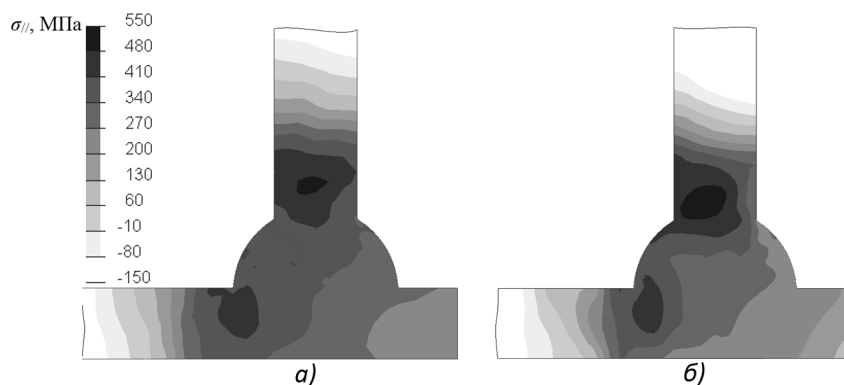


Рисунок 1.2 – Распределение $\sigma_{//}$ в ЗТВ поясного соединения:
а) $L = 600$ мм; б) $L = 300$ мм.

2. Модели тавровых соединений

На основании обобщения данных по толщинам δ_n и δ_c коробчатых балок кранов был составлен план моделирования (табл. 1).

Технология наложения шва варьировалась временем между проходами и порядком наложения валиков. Материал – сталь S355J2G3 (подобна Ст3Гсп, 14Г2, 17Г1С; $\sigma_{0,2} = 350$ МПа).

Ограничения по перемещениям модели отражают изготовление свободного от закреплений сварного соединения.

Таблица 1 – Основные параметры моделей численного эксперимента

Номер модели:	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Толщина пояса δ_n , мм	12	14	17,5*	20	25	12	12	12	12	12	12	20
Толщина стенки балки δ_c , мм	14											
Время начала наложения 2-го валика t_2 , с	3000			3500			330	135	50	24	7	3000
Температура корня 1-го валика T_1 при t_2 , °C	30	32	35	37	32	100	275	500	850	1200	>1500	37
Скорость наложения валиков v , мм/с	2											
Порядок наложения валиков	внутренний, наружный										обратн.	

* – принята для обеспечения $\delta_n / \delta_c = 1,25$.

3. Результаты и обсуждение

Для удобства описания результатов на рис. 3.1 промаркированы характерные точки и зоны таврового соединения. Соединение показано в положении при котором накладывался шов.

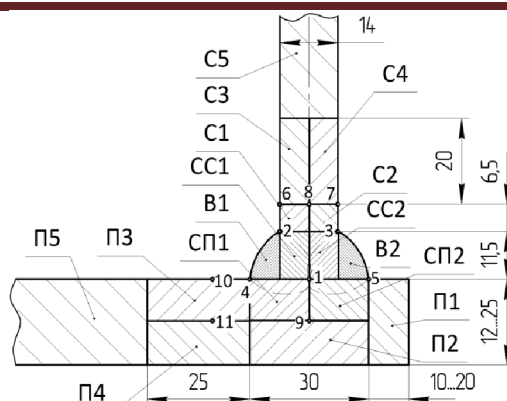


Рисунок 3.1 – Маркировка зон и точек таврового соединения

3.1. Общие закономерности распределения ОН и деформаций при изготовлении поясных тавровых соединений

Процесс наложения 1-го валика (внутреннего) приводит к возникновению временных ОН, достигающих 280 МПа ($\sigma_{эжв}$, 150 с. моделирования), причём наблюдается 2 максимума: в ЗТВ на удалении $\sim 7...9$ мм от поверхности сплавления (т. 6, т. 10 рис. 3.1); в основном металле на расстоянии ~ 30 мм от поверхности сплавления (начало зон С5 и П5). $\sigma_{\perp}$ являются сжимающими, достигают 150...200 МПа (около поверхности сплавления) и быстро затухают.

После остывания 1-го валика (3000 сек.) $\sigma_{эжв}$ достигают 440...500 МПа (т. 6, 10), максимум наблюдается в точках 2 и 4 ($\sigma_{эжв} = 300...380$ МПа). Напряжения $\sigma_{\parallel}$ достигают 500 МПа в т. 8 и 11 (при $\delta_n = 20$ мм). На поверхности зон П3, С1, С3 и в поверхностном слое валика В1 $\sigma_{\parallel} \leq 350$ МПа. $\sigma_{\perp}$ в ЗТВ обоих листов мало и почти не изменяются со 150 секунды моделирования. Высокие ОН $\sigma_{\parallel} \approx 360$ МПа также присутствуют в зоне С2 и на стыке зон СП2 и П2. Релаксация ОН в процессе фазового перехода приводит к тому, что максимумы как $\sigma_{\parallel}$, так и $\sigma_{эжв}$ фактически равноудалены от геометрического центра расплава и поверхности сплавления шва (на 17 и 8 мм соответственно).

При наложении 2-го валика снимается значительная часть ОН в первом валике и его ЗТВ, при этом релаксация в зоне В1 полнее при малых δ_n . После остывания второго валика пик $\sigma_{\parallel}$ и $\sigma_{эжв}$ приходится на валик первого шва и близкие зоны (В1, СП1, СС1, С1, С2), как фактическую ЗТВ второго валика. Значительная область металла находится в зоне текучести (рис. 1.2). Напряжения $\sigma_{\perp}$ распределены по сложному закону и входят в диапазон: -130...+100 МПа. При этом сжатие наблюдается в поверхностном слое ЗТВ в т. 2, 3, 4, 5; а растяжение под поверхностью (т. 1, 8, 9, 11). Наибольшие значения $\sigma_{\parallel}$, $\sigma_{эжв}$ и $\varepsilon_{пл}$ наблюдаются при $\delta_c = 25$ мм (см. п. 3.3).

Ориентация первого главного напряжения во всех зонах, кроме П5 и С5, близка к продольной (вдоль оси Х по рис. 3.2), что характерно для тавровых соединений.

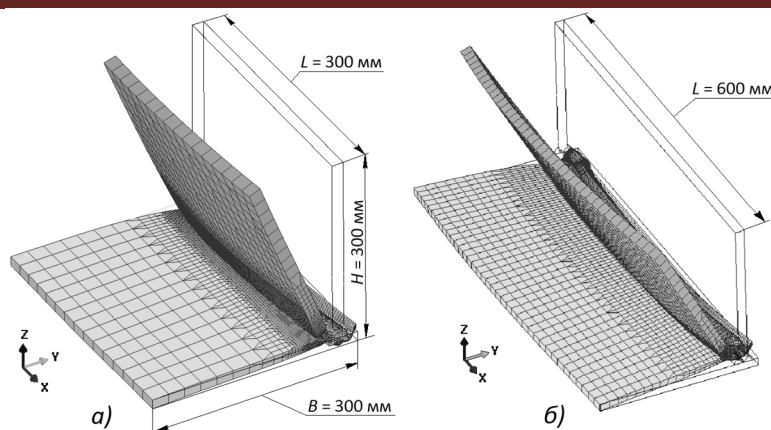


Рисунок 3.2 – Общий вид деформации (x30) после полного остывания таврового соединения КБ ($\delta_n = 12$ мм, $\delta_c = 14$ мм):
а) $L = 300$ мм; б) $L = 600$ мм.

Деформации поясного соединения имеют свои отличительные особенности. Из-за несимметричности соединения относительно средней плоскости стенки, последняя наклоняется внутрь балки. Усадка соединения по длине вызывает потерю устойчивости стенки, вследствие чего возникает её серповидность (рис. 3.2). Ассиметричный прогрев пояса имеет место при наложении любого из валиков, что приводит к однотипным усадочным деформациям независимо от того какой валик накладывался. Поэтому порядок наложения валиков шва с позиции деформаций неважен. Длина L соединения значима с позиции остаточных деформаций; на примере модели 4 установлено, что двукратное увеличение L приводит к увеличению максимального перемещения модели (середина стенки) в 1,6 раз (с 3,6 до 5,7 мм; рис. 3.2). Показательно, что пояс характеризуется типичной для тавровых соединений грибовидной деформацией полки.

3.2. Влияние запаздывания наложения второго валика соединения на ОН и деформации

Исследование моделей с различным временем начала наложения 2-го валика t_2 показало особую значимость этого фактора (рис. 3.3). Дополнительный нагрев металла при одновременном (t_2 мало) наложении валиков благоприятно влияет на общую картину ОН. В зоне геометрических концентраторов (т. 2, 3, 4, 5) $\sigma_{экв}$ уменьшается на 30%, что вызвано снижением скорости их охлаждения и полной релаксацией ОН (от 1-го валика) в т. 2 и 4 при наложении 2-го валика. При малом t_2 пики ОН сдвинуты от зоны сплавления более чем на 8 мм и смещаются под поверхность металла ЗТВ. При высоких $\varepsilon_{пл}$ ОН не достаточно информативны так как поведение стали в зоне текучести нелинейно.

Анализ пластических деформации моделей позволил установить, что при уменьшении t_2 с 3000 до 24 с., $\varepsilon_{пл}^{max}$ снижаются в

1,9 раз и удаляются от зоны сплавления и геометрических концентраторов. В результате воздействия двойного термического цикла в моделях с большим t_2 присутствуют 2 характерных максимума ε_{nl} (и σ_{prod}): первый – нералаксированные вторым валиком ОН (и ε_{nl}) от первого валика в зоне ПЗ и П4 (удаление ~ 6 мм от края 1-го валика); второй – ОН (и ε_{nl}) вызванные остыванием ЗТВ наружного валика (рис. 3.4 в). Максимальные $\sigma_{//}$ и ε_{nl} приходятся на геометрические концентраторы – т. 2 и 4. В случае же малого t_2 , термический цикл фактически один, но он более длителен. Максимальные $\sigma_{//}$ и ε_{nl} ниже и отдалены на 6...8 мм от зоны сплавления (рис. 3.4 а). Соединение прогревается равномерно, металл обоих швов и их общей ЗТВ претерпевает фазовые превращения ($\gamma \rightarrow \alpha$) и остывает синхронно, с меньшей скоростью. Это позволяет в 1,5...2 раза снизить количество хрупкой мартенситной структуры. Недостатком является рост зерна аустенита из-за длительного пребывания некоторых участков ЗТВ при $T > 1100$ °С. Для $t_2 = 7, 24, 50, 135, 3000$ сек. общий период роста зерна в точка 1 / точка 2 (рис. 3.1) составил соответственно 35 / 26, 51 / 42, 56 / 35, 52 / 19 и 42 / 19 сек. Дальнейшая детализация данной зависимости требует бо́льшей выборки результатов.

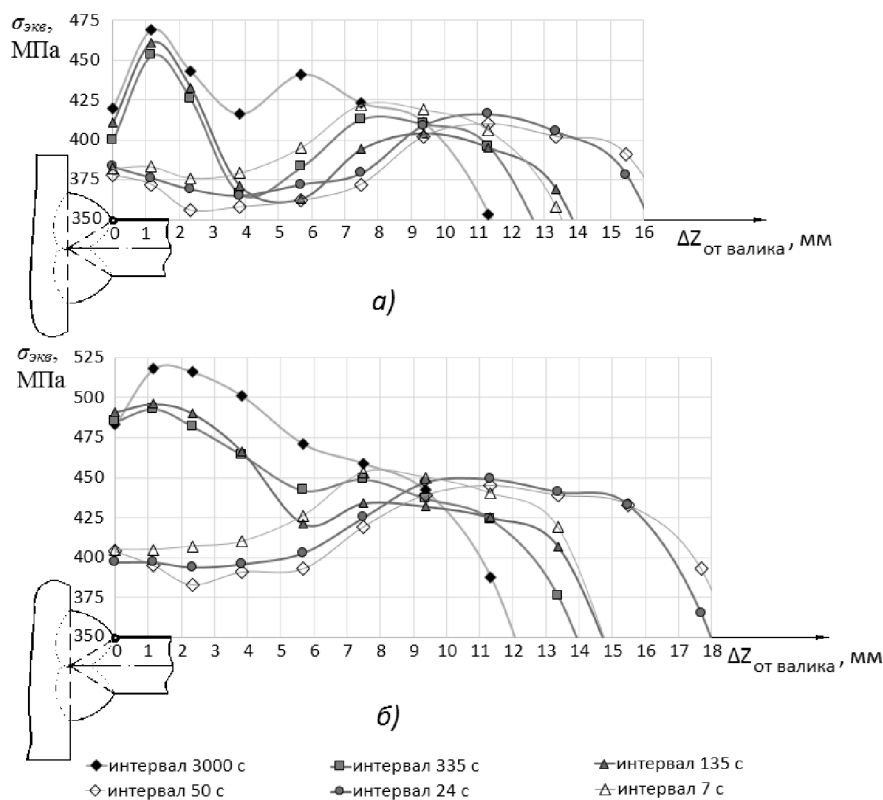


Рисунок 3.3 – Распределение ОН $\sigma_{экв}$ при различной задержке t_2 :
а) наружная поверхность стенки; б) внутренняя поверхность стенки.

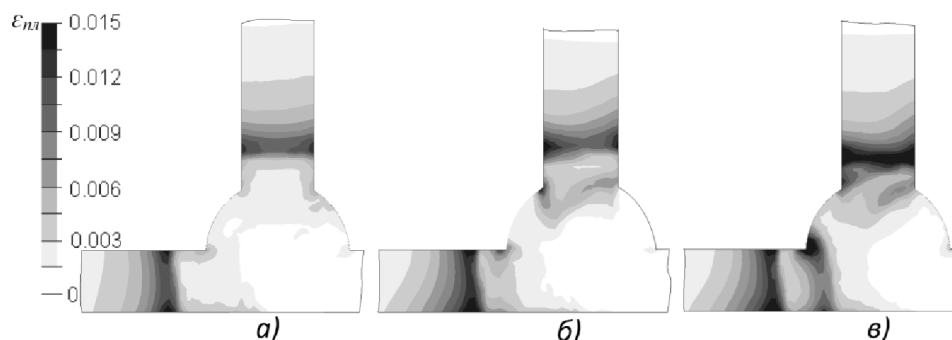


Рисунок 3.4 – Поля пластических деформаций ε_{nl} при задержке:
а) $t_2 = 7$ с.; б) $t_2 = 330$ с.; в) $t_2 = 3000$ с.

Общие деформации конструкции при одновременном наложении швов снижаются на 10...12 %.

Обобщая вышеизложенное, рекомендуется накладывать валики почти одновременно ($t_2 \rightarrow \min$). Пренебрегая фактом роста зерна, для минимизации ОН и ε_{nl} , достаточно чтобы второй валик накладывается до начала распада аустенита в первом ($T_1 \sim 800$ °С, $t_2 \sim 1$ мин.).

3.3. Влияние соотношения толщин пояса/стенки на распределение ОН

Были рассчитаны модели тавровых соединений КБ с толщинами пояса δ_n : 12; 14; 17,5; 20; 25 мм, толщина стенки $\delta_c = 14$ мм (табл. 1). Получены графики распределения ОН в среднем сечении соединения (рис. 3.5). Установлено, что δ_n незначительно влияет на распределение ОН вне ЗТВ. В ЗТВ и валиках это влияние существенно (рис. 3.6). Так, увеличение толщины стенки с 12 до 25 мм приводит к увеличению $\sigma_{//}$ в 1,7 раз (ЗТВ снаружи стенки).

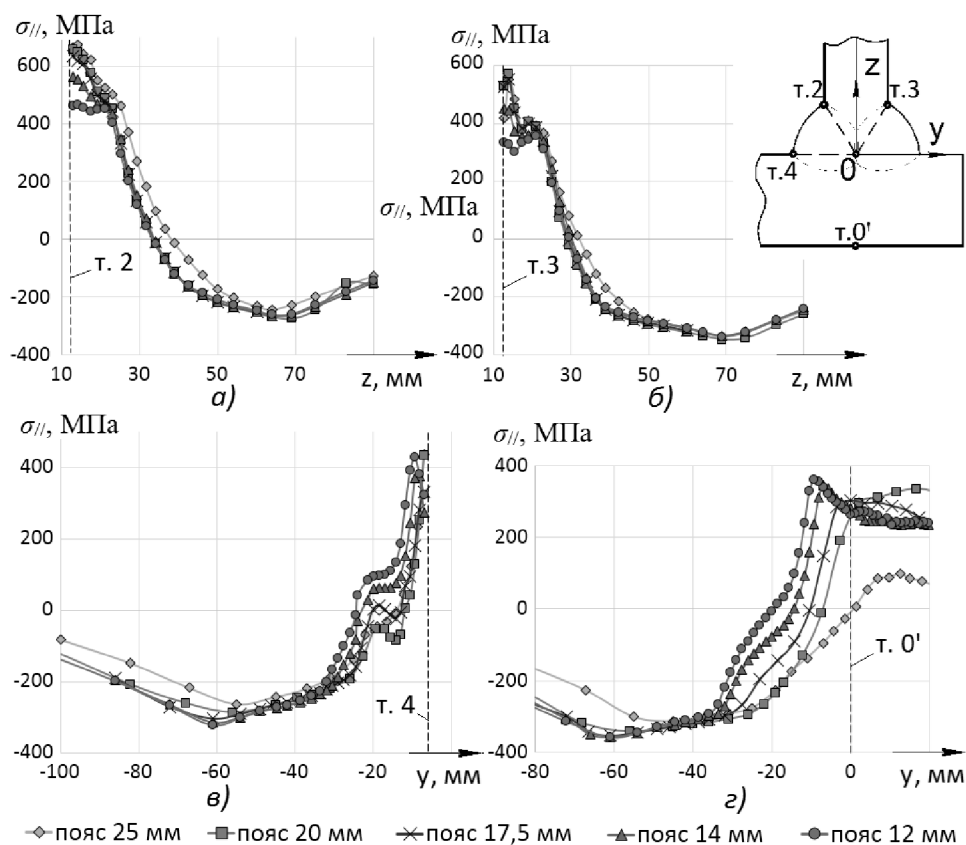


Рисунок 3.5 – Распределение продольных ОН таврового соединения:
а) внутренняя поверхность стенки; б) наружная поверхность стенки;
в) внутренняя поверхность пояса; г) наружная поверхность пояса.

В поясном листе КБ наибольший интерес вызывают зоны СП1 и ПЗ. В ПЗ максимальные значения $\sigma_{//}$ (при любой δ_n) достигают 400 МПа (рис. 3.5 в). При $\delta_n = 20$ и 25 мм уже заметна радиальность распространения ЗТВ в объёме металла (см. рис. 3.7), что особенно видно в зоне СП1. При δ_n более 20 мм $\sigma_{//}$ в зоне П2 снижается по причине выхода наружной поверхности листа пояса за пределы ЗТВ шва (рис. 3.5 г).

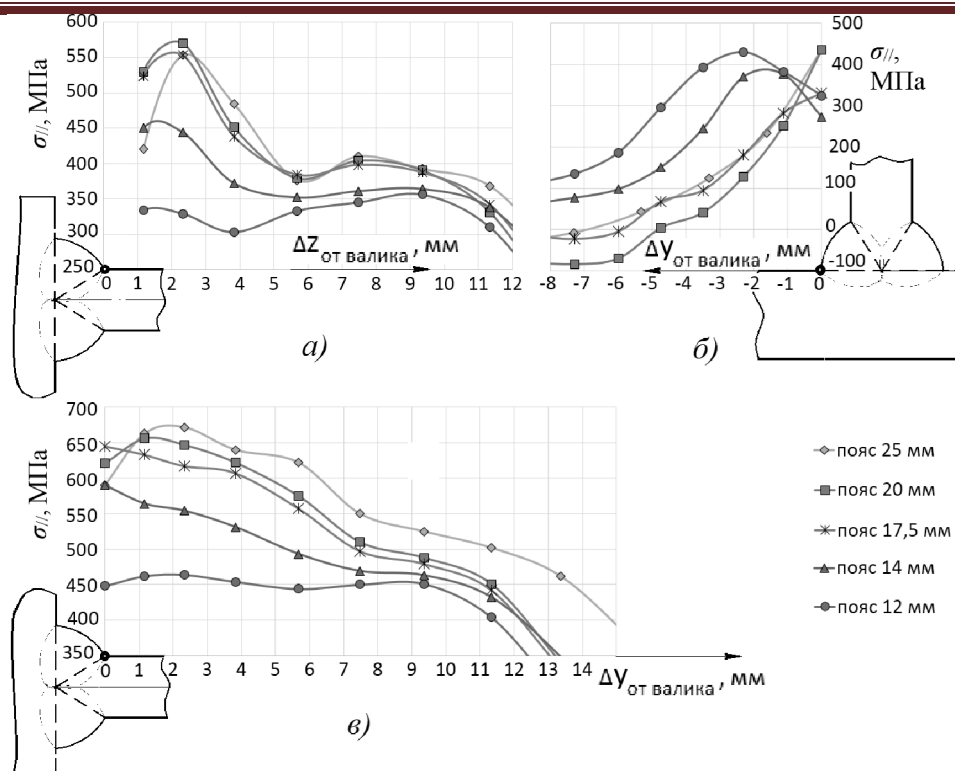


Рисунок 3.6 – Распределение продольных ОН в зоне высоких пластических деформаций стенки и пояса таврового соединения КБ:
а) наружная поверхность стенки; б) внутренняя поверхность пояса;
в) внутренняя поверхность стенки

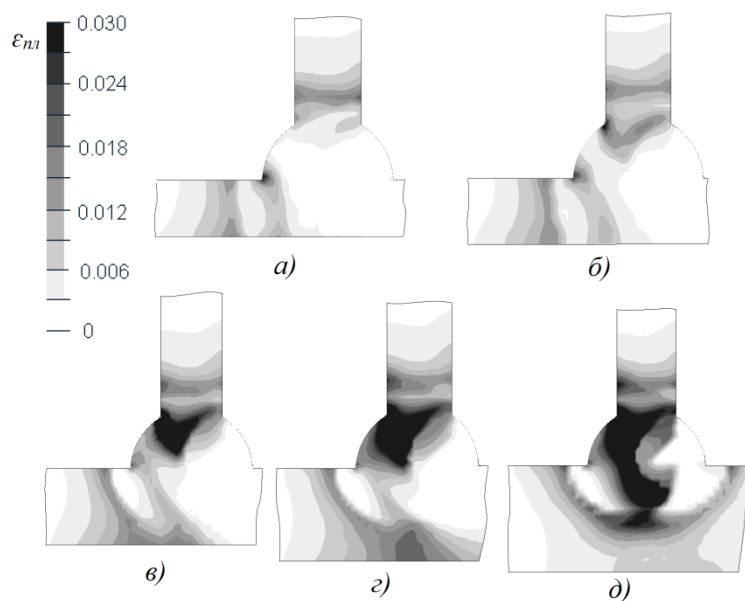


Рисунок 3.7 – Пластические деформации $\epsilon_{пл}$ альфа фазы стали:
а) $\delta_n = 12$ мм; б) $\delta_n = 14$ мм; в) $\delta_n = 17,5$ мм; г) $\delta_n = 20$ мм; д) $\delta_n = 25$ мм.

Зависимости распределения продольных ОН в упругой зоне хорошо аппроксимируются полиномами 3-й степени, причем вид функции мало зависит от δ_n . Полином (1) аппроксимирует распределение ОН в стенке модели 1 ($\delta_n = 12$ мм, $\delta_c = 14$ мм).

$$\sigma_{//} = -5,9x^3 \cdot 10^{-3} + 1,12x^2 - 66,3x + 989 \quad (1)$$

$$R^2 = 0,98$$

где: x – расстояние от края внутреннего валика (т. 2, рис. 3.1), мм;
 R^2 – коэффициент достоверности аппроксимации.

Детализация распределения $\sigma_{//}$ (рис. 3.6) и $\varepsilon_{пл}$ (рис. 3.7) в области высоких пластических деформаций выявила преимущество моделей с близкими значениями δ_n и δ_c . Для минимизации ОН и $\varepsilon_{пл}$, стенку, в рассматриваемой зоне, целесообразно делать толще пояса.

Если тавровые соединения при других значениях толщин пояса и стенки будут отличаться лишь масштабным коэффициентом, то полученные выводы для них также будут пригодны.

Введем коэффициент отношения толщин: $k = \delta_n / \delta_c$. Рассмотрим максимальные $\sigma_{//}$ одного КЭ в наиболее пластически деформированном участке соединения (т. 2 по рис. 3.1). В реальных соединениях через этот КЭ проходит поверхность сплавления где часто наблюдаются усталостные разрушения. Установлена зависимость $\sigma_{//}^{max}$ от k (рис. 3.8). В диапазоне $k \in [0,85; 2]$ она близка к степенной функции (2).

$$\sigma_{//}^{max} = 240 \cdot (k - 0,85)^{0,4} + 450. \quad (2)$$

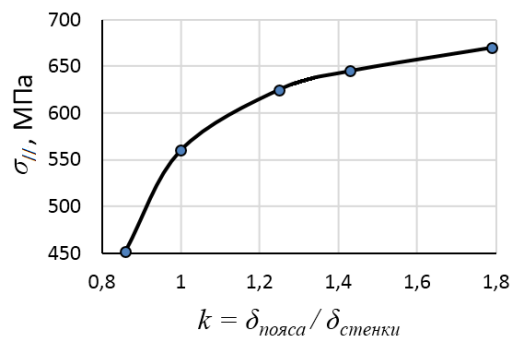


Рисунок 3.8 – Зависимость $\sigma_{//}^{max}$ в зоне сплавления от соотношения k

Для толщин пояса 12; 14; 17,5; 20; 25 мм максимальные $\varepsilon_{пл}$ составляют 2,5; 3; 8; 10; 14 % соответственно. Наиболее подвержены пластическим деформациям зоны перехода валиков шва в металл стенки (рис. 3.7). Собранный статистика повреждаемости поясных тавровых соединений подтверждает, что эти зоны часто оказываются

очагами трещин. Стоит отметить большой запас пластичности наружного (2-го) валика и минимум запаса в зонах В1, С1, СС1.

Для тавровых соединений с $k \geq 1,25$ рекомендуется обработка соединений с целью снятия ОН (термическая либо механическая). Более всего требует обработки ЗТВ стенки балки вблизи валиков и наплавленный металл первого из наложенных валиков.

3.4. Влияние последовательности наложения швов на ОН и деформации

Последовательность наложения швов рассматривалась для пояса толщиной 20 мм (модель 4 и 12, табл. 1). Получены эпюры и графики ОН наружной и внутренней поверхностей стенки (рис. 3.9).

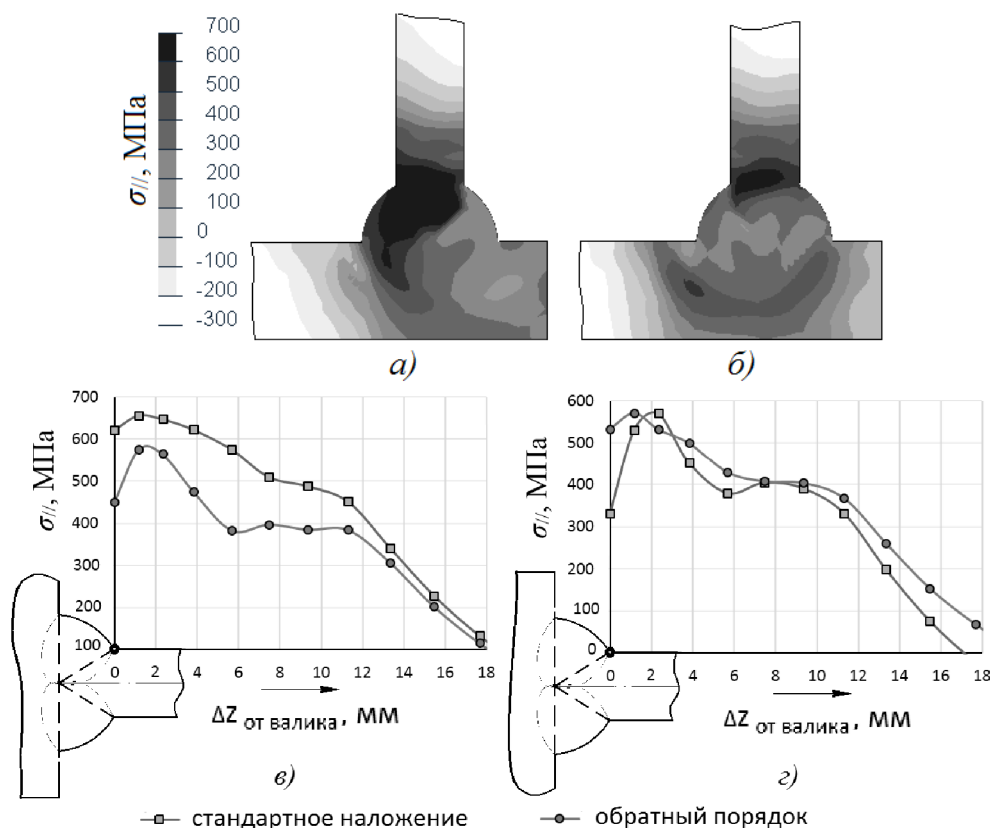


Рисунок 3.9 – Распределение продольных остаточных напряжений:
а) первый валик – внутренний; б) первый валик – наружный;
в) внутренняя поверхность стенки; г) наружная поверхность стенки.

Распределения $\sigma_{//}$ позволяет утверждать, что последним предпочтительно накладывать внутренний валик поясного соединения; при этом $\sigma_{//}^{max}$ снижаются более чем на 20%, уровень $\varepsilon_{пл}^{max}$ в 2,1 раза. Недостатком является 16% увеличение наклона стенки после полного остывания, что не принципиально на фоне снижения ОН и $\varepsilon_{пл}$ в ЗТВ.

3.5. Влияние механической обработки валика шва на остаточные напряжения

Механическая обработка валиков моделировалась путём деактивации КЭ наружного слоя моделей швов после их полного остывания. Доказано, что такая обработка не вносит значительных изменений в общее распределение ОН соединения. Её вклад более существенен, если первый валик обрабатывается до наложения второго, так как это снижает концентрацию напряжений в точках 2 и 4 (либо 3, 5). В этом случае при последующей сварке градиенты ОН в 1-м валике меньше. В точках 2, 3 и 4 всегда присутствуют высокие ОН и $\epsilon_{пл}$, поэтому желательна механическая обработка этой зоны.

4. Верификация результатов моделирования

Для верификации результатов моделирования из натурального соединения были вырезаны образцы и изготовлены микрошлифы (рис. 4.1 а). Выявленные в ЗТВ структуры сравнивались с результатами 1-го этапа моделирования. Сравнение показало удовлетворительность результатов моделирования по показателю распределения структурных составляющих в ЗТВ, что также доказывает успешность балансировки модели тепловложения.

Экспериментальное определение ОН в стенке балки таврового соединения проводилось в лабораторных условиях. Расхождения с результатами расчётов не превысили 20 % в зоне упругих деформаций соединения. Определение ОН в зоне высоких пластических деформаций методом сверления отверстия на качественном уровне хорошо согласуется, а на количественном требует дальнейшего развития экспериментальной методики.

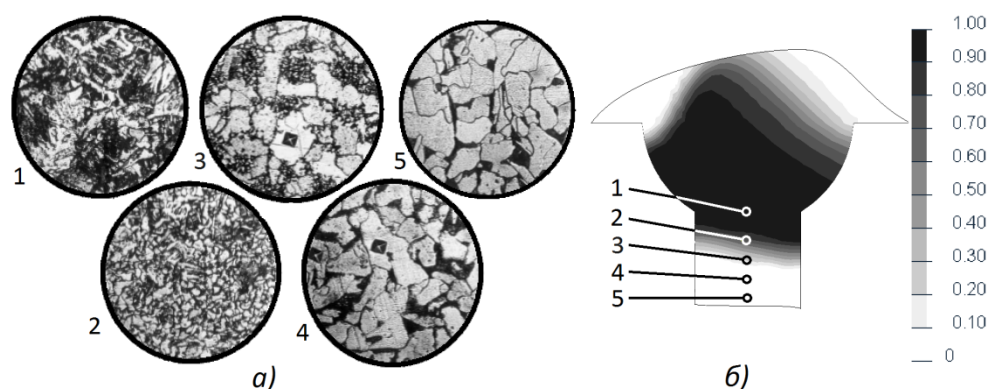


Рисунок 4.1 – Верификация результатов моделирования по распределению структур:

а) микроструктуры в ЗТВ натурального образца (х 300);

б) распределение бейнитной структуры по результатам моделирования.

Выводы

1. Впервые на основании численного эксперимента детализировано напряженно-деформированное состояние ЗТВ тавровых поясных соединений крановых коробчатых балок большой грузоподъёмности.

2. Получена зависимость максимальных ОН в соединении от соотношения k толщин пояс/стенка. Показаны преимущества соединений с малыми k . Установлено, что для $k \geq 1,25$ обработку соединений с целью снятия ОН следует считать обязательной. Выявлены зоны более всего требующие релаксации ОН.

3. Предложены рекомендации по совмещению термических циклов, что позволит рационализировать НДС таврового соединения. Наложение второго валика до начала распада аустенита (задержка менее 1 мин.) в первом валике снижает: пластические деформации $\varepsilon_{пл}$ – в 1,9 раз, ОН в местах зарождения трещин – на 30%, концентрацию мартенсита в ЗТВ – до 2 раз, деформации – на 10%.

4. Предложен порядок наложения валиков поясного соединения коробчатых балок (внутренний валик накладывается последним), который позволит получить благоприятное распределение ОН и пластических деформаций. В этом случае максимальные пластические деформации $\varepsilon_{пл}$ снижаются более чем в 2 раза, остаточные напряжения на 20%. На общие деформации последовательность наложения валиков принципиально не влияет.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вершинский А.В. Технологичность и несущая способность крановых металлоконструкций / А.В. Вершинский. – М.: Машиностроение, 1984. – 167 с.
2. Лятуринский В.А. Моделирование послесварочного напряженно-деформированного состояния коробчатых крановых балок с криволинейными швами / В.А. Лятуринский, М.В. Сидоренко // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – Запоріжжя: ЗНТУ, 2013 - №2. – С. 130-138.
3. Понитаев А.А. Разработка расчётных методов определения напряженно-деформированного состояния крановых металлоконструкций с учётом технологии изготовления: дис. ... канд. техн. наук: 05.05.04 / А.А. Понитаев. – М., 2002. – 250 с.
4. Goldak J.A. Computational welding mechanics / J. Goldak, M. Akhlaghi. – New York: Springer Science, 2005. – 321 p.
5. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method. / ASTM Stand. E 837-08. Philadelphia. – 2008.