

Уфимский государственный Авиационный Технический Университет

На правах рукописи

НИКИФОРОВ РОМАН ВАЛЕНТИНОВИЧ

УДК 621.791

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ АВТОМАТИЧЕСКОЙ
АРГОНОДУГОВОЙ СВАРКИ НЕПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ
СТЫКОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ ИЗ ТОНКОЛИСТОВЫХ КОРРОЗИОННО-
СТОЙКИХ СТАЛЕЙ С УЧЕТОМ ТЕРМОДЕФОРМАЦИОННЫХ
ПРОЦЕССОВ В ИЗДЕЛИИ**

Специальность 05.02.10 – Сварка, родственные процессы и технологии

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени

кандидата технических наук



Научный руководитель -
доктор технических наук,
профессор Атрощенко В.В.

Москва – 2014

ОГЛАВЛЕНИЕ

	Стр.
ВВЕДЕНИЕ	6
Глава 1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР ВОПРОСОВ, СВЯЗАННЫХ С ПОЛУЧЕНИЕМ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИ АВТОМАТИЧЕСКОЙ АРГОНОДУГОВОЙ СВАРКЕ НЕПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ	10
1.1. Экспериментальные данные и рекомендации по выбору основных параметров режима автоматической сварки	10
1.2. Математические модели, построенные на основе экспериментальных данных о размерах сварного шва	14
1.2.1. Нейросетевое моделирование аргонодуговой сварки	17
1.2.2. Модели аналитического расчета температурных полей, основанные на теории тепловых полей Н.Н. Рыкалина	24
1.2.3. Моделирование геометрии сварного шва с помощью численных методов	30
1.2.3.1. Полуэллипсоидальная модель Голдака	30
1.2.3.2. Модель двойного эллипсоида Голдака	32
1.2.3.3. Модель конического источника нагрева	33
1.2.3.4. Моделирование геометрии сварного шва при сварке со сквозным проплавлением методами конечных элементов (МКЭ) и конечных разностей (МКР)	34
1.3. Компьютерные технологии прогнозирования формирования шва при дуговой сварке	40
1.4. Основные методы расчета остаточных деформаций конструкций после сварки	47
1.5. Цель и задачи работы	58

Глава 2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДИАПАЗОНОВ РЕЖИМОВ АРГОНОДУГОВОЙ СВАРКИ СТЫКОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ НА ПОДКЛАДКЕ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ ФОРМИРОВАНИЕ СВАРНОГО ШВА С РАЗМЕРАМИ, СООТВЕТСТВУЮЩИМИ ГОСТ 14771-76	60
2.1. Оборудование для проведения исследований	60
2.2. Сварочная оснастка, применяемый инструмент и измерительная техника	63
2.3. Расходные материалы для экспериментов	65
2.4. Методика определения диапазонов режимов аргонодуговой сварки стыковых соединений на подкладке	67
2.5. Обработка экспериментальных данных	78
2.6. Определение эффективного КПД нагрева	81
2.7. Оценка влияния расположения прижимов от оси сварного шва на ширину шва стыковых соединений	84
2.8. Оценка влияния ширины канавки в медной подкладке на ширину обратного валика	85
2.9. Оценка влияния шероховатости стального образца на ширину обратного валика	87
2.10. Выводы главы 2	88
Глава 3. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ГЕОМЕТРИИ СТЫКОВОГО ШВА ПРИ АРГОНОДУГОВОЙ СВАРКЕ ТОНКОЛИСТОВЫХ КОРРОЗИОННО-СТОЙКИХ СТАЛЕЙ НА МЕДНОЙ ПОДКЛАДКЕ	90
3.1. Описание численной модели теплопередачи при аргонодуговой сварке на медной подкладке	90
3.2. Граничные условия контакта сварного образца с подкладкой и прижимами	95

	Стр.
3.3. Верификация граничных условий контакта сварного образца с подкладкой и с прижимами	97
3.4. Выбор типа конечных элементов и конечно-элементное разбиение 3D-модели	103
3.5. Обработка результатов моделирования	107
3.6. Численная оценка влияния расположения прижимов от оси шва на ширину сварного шва	112
3.7. Численная оценка влияния ширины канавки в медной подкладке на ширину обратного валика	113
3.8. Численная оценка влияния шероховатости поверхностей в области контакта на ширину обратного валика сварного шва	115
3.9. Определение величины теплоотдачи в медную подкладку в процессе сварки	117
3.10. Численная оценка влияния ширины канавки в подкладке и высоты микронеровностей шероховатости стального образца на величину теплоотдачи в медную подкладку при сварке	119
3.11. Выводы главы 3	121
Глава 4. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ ЗАКРЕПЛЕНИЯ НА ОСТАТОЧНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ СВАРНОЙ КОНСТРУКЦИИ НА ОСНОВЕ РАЗРАБОТАННОЙ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ СВАРКИ	123
4.1. Общие требования к сборочно-сварочным приспособлениям	123
4.2. Численные методы расчета сварочных деформаций и напряжений	128
4.3. Механические свойства аустенитной стали и описание термомодеформационной модели	131
4.4. Расчет остаточных деформаций при аргонодуговой сварке плоских образцов на подкладке	133

	Стр.
4.4.1. Верификация численной термомеханической модели распределения остаточных деформаций при аргонодуговой сварке плоских образцов	135
4.4.2. Результаты численного моделирования влияния термомеханического цикла аргонодуговой сварки плоских образцов на распределение остаточных деформаций	140
4.5. Методика численного моделирования влияния термомеханического цикла аргонодуговой сварки стыковых соединений на медной подкладке на остаточные деформации тонколистовых конструкций	149
4.6. Расчет остаточных деформаций при сварке продольного шва обечайки	152
4.7. Расчет остаточных деформаций при сварке кольцевого шва между обечайкой и фланцем	155
4.8. Выводы главы 4	163
Общие выводы по работе	164
Литература	166

ВВЕДЕНИЕ

Широкое применение автоматическая аргодуговая сварка неплавящимся электродом (далее АрДС) получила в авиационном двигателестроении для сварки узлов и агрегатов турбореактивных двигателей (ТРД) из тонколистовых коррозионно-стойких материалов толщиной от 1,5 до 3 мм. Значительная часть сварных конструкций на предприятиях выполняется АрДС без присадочной проволоки. В авиационном двигателестроении преобладают стыковые сварные соединения, которые в основном выполняют на медной подкладке. При этом основными требованиями, предъявляемыми к таким сварным конструкциям, являются высокое качество сварного шва и постоянство его геометрических размеров.

Размеры сварного шва при стыковой сварке тонколистового материала на медной подкладке регламентированы ГОСТ 14771-76 [141]. Для стыкового соединения тонколистовых конструкций типа С4 регламентированы следующие геометрические размеры: e – ширина шва; g – усиление сварного шва; e_1 – ширина обратного валика; g_1 – высота обратного валика. Размеры канавки в медной подкладке для формирования шва со стабильным проплавлением по ГОСТ 14771-76 [141] не регламентируются. Поскольку при сварке тонколистовых конструкций имеет место значительная теплоотдача в медную подкладку, размеры канавки в подкладке оказывают существенное влияние на ширину шва и размеры обратного валика шва.

Несмотря на большой объем опубликованных данных по автоматической АрДС, полученных в результате научных исследований и производственного опыта, они в большинстве случаев не позволяют выбрать сочетание параметров режима сварки стыковых соединений на медной подкладке, удовлетворяющих одному из заданных производственных требований: максимальная производительность, минимальная ширина сварного шва, минимальное

усиление сварного шва, минимальное отношение ширины шва к ширине обратного валика.

Учитывая то, что в динамично развивающемся авиационном двигателестроении окончательная отработка режима сварки во многих случаях выполняется уже на готовых дорогостоящих узлах ТРД, а не на технологических образцах, то актуальным вопросом является получение математической модели, которая обеспечит расчет (выбор) режимов сварки, исключающих необходимость их экспериментальной корректировки и снизит затраты времени и средств на технологическую подготовку производства.

Для совершенствования технологии автоматической АрДС и более эффективного применения на производстве данных, полученных по результатам экспериментальных исследований и численном моделировании сварки стыковых соединений на медной подкладке, возникает необходимость их обобщения в виде закономерностей, которые могли бы служить справочным материалом для широкого круга специалистов и использоваться в сварочных компьютеризированных автоматах, робототехнических системах, микропроцессорных источниках питания для сварки.

Вопросам математического моделирования АрДС посвящено большое количество работ отечественных и зарубежных ученых (Н.Н. Рыкалин, А.И. Бекетов, Б.М. Березовский, В.И. Оботуров, А.А. Ерохин, Ю.С. Ищенко, В.А. Букаров, А.И. Акулов, Э.А. Гладков, Н.А. Юхин, В.К. Прохоров, И.В. Суздальев, С.И. Полосков, В.А. Ерофеев, А.В. Иванов, J. Goldak, K.C. Mills, B.J. Keene, M. Tanaka, M. Ushio и др.). Однако в большинстве случаев представленные математические модели не подходят для производственного применения по следующим причинам: 1) низкая точность в широком диапазоне варьируемых параметров режимов сварки; 2) невозможность учесть реальные условия контакта сварного соединения с медной подкладкой. Для эффективного производственного применения данных, полученных при

моделировании сварки стыковых соединений на медной подкладке, возникает необходимость их обобщения в виде закономерностей, которые могли бы служить справочным материалом для широкого круга специалистов и использоваться в сварочных компьютеризированных автоматах, робототехнических системах, микропроцессорных источниках питания для сварки. Поскольку величина теплоотдачи в подкладку оказывает существенное влияние при сварке не только на размеры шва, но и на остаточные деформации тонколистовых конструкций, то необходима количественная оценка ее влияния на коробление конструкций.

Представляемая работа посвящена усовершенствованию технологии автоматической АрДС без присадочной проволоки стыковых соединений на медной подкладке коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3 мм с применением экспериментальных и теоретических методов исследования: статистическая обработка экспериментальных данных с использованием программ STATISTICA и Mathcad, цифровая фотосъемка с дальнейшей обработкой в системе КОМПАС 3D ver. 13, численное моделирование осуществлялось с помощью конечно-элементного комплекса ANSYS/Multiphysics ver. 14.0, коробление образцов определялось с помощью измерительной головки «Renishaw MP10» 5-координатного станка «Стерлитамак 500V5» и инструментального микроскопа «БМИ-1Ц».

На защиту выносятся:

1. Количественные зависимости основных параметров геометрии сварного шва стыкового соединения по ГОСТ 14771-76 «Дуговая сварка в защитных газах. Соединения сварные. Основные типы, конструктивные элементы и размеры» от режимов автоматической АрДС без присадочной проволоки на медной подкладке тонколистовых коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3,0 мм.

2. Математическая модель с экспериментальными коэффициентами для численного расчета ширины сварного шва и ширины обратного валика

сварного шва стыкового соединения при автоматической АрДС коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3 мм.

3. Компьютеризированная система выбора наилучшего сочетания параметров режима автоматической АрДС без присадочной проволоки стыкового соединения коррозионно-стойких сталей толщиной от 1,5 до 3 мм, удовлетворяющих одному из заданных производственных требований.

4. Методика оценки влияния термомодеформационного цикла АрДС стыковых соединений на медной подкладке на остаточные деформации тонколистовых конструкций из коррозионно-стойких сталей аустенитного класса и рекомендации по уменьшению остаточных деформаций на приспособлениях с медной подкладкой.

Автор считает своей обязанностью выразить искреннюю признательность и благодарность научному руководителю доктору технических наук В.В. Атрощенко за повседневное внимание, терпение и помощь в выполнении данной работы.

Глава 1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР ВОПРОСОВ, СВЯЗАННЫХ С ПОЛУЧЕНИЕМ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИ АВТОМАТИЧЕСКОЙ АРГОНОДУГОВОЙ СВАРКЕ НЕПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ

1.1. Экспериментальные данные и рекомендации по выбору основных параметров режима автоматической сварки

В нормативных материалах, справочниках и учебных пособиях довольно широко представлены рекомендуемые режимы автоматической сварки неплавящимся электродом, однако в большинстве источников не указан тип соединения – на весу или на подкладке. Использование такой информации весьма затруднено и тем обстоятельством, что для конкретного вида материала заданной толщины рекомендованному значению скорости сварки соответствует узкий диапазон сварочного тока, который ограничивается недопустимой по ГОСТ 14771-76 [141] геометрией сварного шва, прожогом или недопустимой величиной подреза шва.

Рекомендованные режимы автоматической АрДС для тока прямой полярности представлены в Таблице 1.

Таблица 1.

Рекомендуемые режимы автоматической АрДС на медной подкладке

Источник информации	Тип соединения	Материал	Толщина, мм	Сила тока, А	Скорость сварки, м/ч
Рекомендации ОАО «УМПО»	На медной подкладке	12X18H10T	0,5	30-60	25-40
			0,8	40-80	20-35
			1,0	50-90	20-35
			1,5	60-100	15-30
			2,0	90-140	15-25
[2]	На медной водоохлаждаемой пластине	1X18H10T	2,0	80-124	Нет данных
			4,0	139-210	
[3]	-	Высоколегированная сталь	1,0	60-120	35-60
			2,5	110-200	25-30
			4,0	130-250	25-30
[17]	Нет данных	1X18H10T	1,0	30	16
			1,5	50	16
			2,0	50-100	10,5-21
[66, 81]	На медной подкладке	1X18H10T	0,8	75	15
			1,5	110	13
			2,0	150	12
			4,0	145-200	7,5-15
[138]	На подкладке	SUS 304 (аналог 08X18H10T)	1,0	35-60	7-11

Анализ данных Таблицы 1 показывает, что при сварке листовых конструкций с толщиной 0,8 – 1,5 мм при скорости сварки 10-21 м/ч различия в значениях сварочного тока достигают 150%. Такое различие между рекомендуемыми данными по сварочному току и скорости сварки, очевидно, вызвано влиянием неконтролируемых параметров, которые приводят к большому изменению размеров сварных швов, что увеличивает расходы по отработке технологии сварки новых изделий из-за проведения предварительных экспериментов.

Поскольку стыковые соединения тонколистовых материалов обычно выполняются на медной подкладке, то, вероятнее всего, это связано с влиянием теплоотдачи в медную подкладку, а также с влиянием на теплоотдачу размеров канавки в медной подкладке и конструкции прижимов. Это предположение подтверждается тем, что с увеличением толщины свариваемых пластин различия в значениях рекомендуемых режимов уменьшаются и не превышают 40-50%.

В заводской практике, в качестве прижимов при сварке тонколистовых материалов в основном используют пневмошланговые приспособления клавишного типа с прижатием свариваемых кромок к подкладке. Давление клавиш на свариваемый материал, в соответствии с данными [2], должно быть не менее 0,3 МПа. Согласно нормативным документам на ОАО «Уфимское моторостроительное производственное объединение» (ОАО «УМПО») расстояние между прижимами и свариваемым стыком при толщине металла свариваемого материала 1,5; 2,0 и 3,0 мм и более должно быть соответственно 8 – 10; 10 – 12; 15 – 30 мм.

Для образования равномерного и стабильного провара продольных швов в сварочных приспособлениях применяют поддерживающие и формирующие подкладки, плотно прилегающие к свариваемым крокам. Кольцевые швы также следует сваривать на разжимных кольцах с формирующими подкладками. В соответствие с нормативной документацией ОАО «УМПО» медные подкладки имеют продольную канавку под свариваемым стыком с размерами, представленными в Таблице 2.

Размеры продольной канавки в подкладке в зависимости от толщины материала

Толщина листа, мм	1,0-1,5	1,5-2,0	2,0-3,0 и более
Ширина канавки, мм	7,0-8,0	8,0-10,0	10,0-12,0
Глубина канавки, мм	0,3-1,0	0,5-1,0	0,5-1,2

В связи с освоением технологии сварки новых изделий возникает необходимость подбора режима сварки с проведением как можно меньшего количества предварительных экспериментов. При этом часто предварительные эксперименты осуществляют на готовых деталях, что увеличивает долю брака и приводит к возрастанию себестоимости готового изделия и снижению эффективности производства. Поэтому для повышения эффективности технологической подготовки производства необходимо иметь определенный набор экспериментально полученных режимов сварки для различных конструкций технологических приспособлений, обеспечивающих получение сварных швов с размерами, регламентированными ГОСТ 14771-76 [141] для соединения С4.

В связи с большой трудоемкостью экспериментального определения взаимосвязи «режим сварки – размеры сварного шва» целесообразно рассмотреть представленные в литературе математические модели процесса сварки, связывающие геометрию сварного шва стыковых соединений с параметрами режима автоматической АрДС.

1.2. Математические модели, построенные на основе экспериментальных данных о размерах сварного шва

Для практического применения интересны математические модели, обобщающие экспериментальные данные, которые получают в форме уравнения регрессии или в виде степенных зависимостей. Такие немногочисленные статистические модели формы шва при АрДС представлены в работах [9, 10, 15, 112]. Они удобны для расчета параметров сварки и могут быть достаточно точными (~8-10%), однако их применение ограничивается пределами варьируемых в модели параметров.

Степень влияния входных параметров сварки на формирование обратного валика при стыковой аргодуговой сварке рассматривали в статье [9]. Данные анализа априорной информации (литературные данные, патентная информация) позволили выделить 7 основных факторов, влияющих на геометрию стыкового шва при сварке алюминиевых сплавов: сварочный ток X_1 , скорость сварки X_2 , длину дуги X_3 , скорость подачи присадочной проволоки X_4 , смещение электрода от стыка X_5 , смещение кромок при сборке X_6 . Опыты проводили по плану дробного факторного эксперимента с репликой, равной 1/16 от полного факторного эксперимента 2^7 . Измеряли ширину сварного шва с обратной стороны соединения e_1 на образцах из сплава АМг6 толщиной 2 мм. После статистической обработки результатов экспериментов, было получено уравнение регрессии, описывающее влияние изучаемых факторов на геометрию сварного шва:

$$e_1 = 4,2 + 3,1X_1 - 1,25X_2 + 0,13X_3 - 0,0125X_4 - 0,05X_5 - 0,3X_6$$

Авторами не были указаны диапазоны регулирования основных факторов и точность их стабилизации при сварке.

В работе [10] была сделана попытка обобщить данные, накопленные в научной литературе в области сварочного производства об основных параметрах режима АрДС различных материалов в защитных газах

неплавящимся электродом – сварочном токе $I_{св}$ и скорости сварки $V_{св}$. В результате статистической обработки зависимость $I_{св}=f(V_{св})$ для сварки алюминия с присадочной проволокой имела вид $I_{св}=36,97\delta^{0,78}V_{св}^{0,29}$, а для сварки титана без присадочной проволоки - $I_{св}=19,2\delta V_{св}^{0,408}$, где δ – толщина материала, мм. Авторами не был указан вариант получения сварного соединения – на медной подкладке или на весу.

В статье [17] на основе статистических методов были разработаны регрессионные модели АрДС с учетом влияния множества факторов, проведена их оптимизация, определено оптимальное сочетание параметров режима, при котором произведена сварка, управляемая по моделям, полученным из уравнений квазистатического равновесия сварочной ванны или баланса энергий дуги. В качестве критериев оптимизации использовали постоянство размеров сварного шва (ширины шва e , высоты обратного валика g_1 и усиления шва g). В качестве значимых факторов использовали сварочный ток $I_{св}$ и функцию $1/V_{св}^{1/2}$. Для труб размерами $33\cdot 1,5$ и $33\cdot 3,5$ мм из стали 12X18Н10Т на Рисунке 1.1 показаны отрезки M_1 и M_2 выбранных оптимальных режимов сварки: $I_1=43$ А, $V_{св}=8,6$ м/ч и $I_2=98$ А, $V_{св}=8,6$ м/ч.

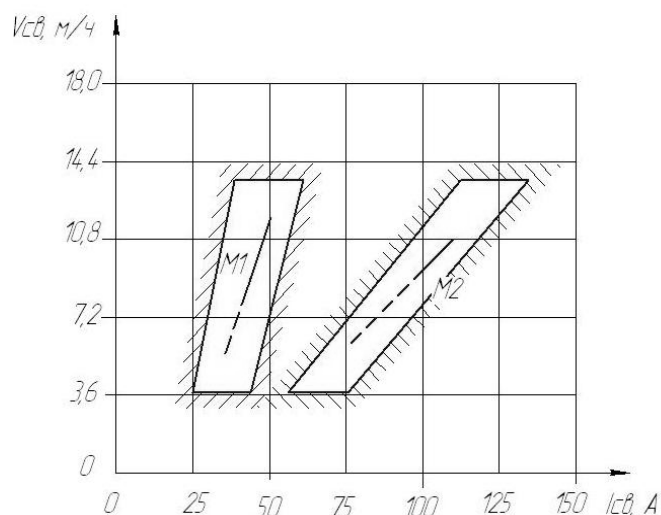


Рисунок 1.1. Зависимость силы тока от скорости сварки для стали 12X18Н10Т толщиной 1,5 мм (отрезок M_1) и 3,5 мм (отрезок M_2)

Авторами статьи не были представлены количественные взаимосвязи геометрии сварного шва с параметрами режима АрДС.

Известно, что количество экспериментов при увеличении входных параметров возрастает. Для решения этой проблемы Тагучи [134] предложил метод использования специальной конструкции ортогональных рядов для исследования всей области параметров с малым числом экспериментов. Результаты эксперимента затем превращались в отношения signal-to-noise (S / N). Таким образом, оптимальный уровень параметров процесса являлся уровень с самым высоким соотношением (S / N). В качестве источника питания использовался 250 GTSW Thermalarc переменного тока. Материал – пластины из алюминия 1100 толщиной 1,6 мм, $l_d=2,4-3,2$ мм, $V_{св}=24-46$ см/мин, $V_{п.п.}=15-25$ см/мин, $I_{св}=80-110$ А. После чего результаты были подвергнуты статистическому анализу дисперсии (ANOVA). О совпадении экспериментальных и расчетных авторами указано не было, а также не были представлены количественные взаимосвязи геометрии сварного шва с параметрами режима аргодуговой сварки и не указан критерий, обуславливающий оптимизацию параметров режима сварки.

Обобщая вышеизложенное, можно сделать вывод, что построение математических моделей, определяющих взаимосвязь параметров геометрии сварного шва и параметров режимов сварки, на основе регрессионных зависимостей, не отражающих физику реальных процессов сварки, сопряжено со следующими трудностями:

- 1) большим объемом проводимых экспериментов;
- 2) построением математических моделей только на одном материале;
- 3) низкой точностью в широких диапазонах варьируемых параметров режимов сварки;
- 4) проведение дополнительных экспериментов для учета особенностей контакта свариваемого образца и подкладки.

Вследствие чего, подобный тип расчетных моделей исключен из дальнейшего рассмотрения.

1.2.1. Нейросетевое моделирование аргонодуговой сварки

В последнее время широкое распространение получили нейросетевые модели, которые могут быть использованы как в оборудовании для управления процессом сварки, так и для прогнозирования качества сварного соединения. Одной из особенностей нейросетевых моделей является достоверность используемых данных для обучения. В отличие от методик построения регрессионных зависимостей нейросетевые модели при обучении не верифицируют используемые экспериментальные данные на предмет выявления случайных ошибок, возникших в результате экспериментальных измерений [128, 131, 137].

Появление данного типа моделей связано с задачей моделирования поведения сложных физических объектов с многопараметрическим входом и выходом [8, 129]. Решение данной задачи найдено при формальном анализе работы нейрона человека, который представлен на Рисунке 1.2, а в виде информационного узла с несколькими входными каналами X_i и одним выходным Y . Информация на каждом входе имеет свой весовой коэффициент W_i , на который она умножается в нейроне и далее суммируется с информацией, поступающей по другим информационным каналам, также умноженной на свои весовые коэффициенты, формируя информационный сигнал $\Sigma W_i X_i$.

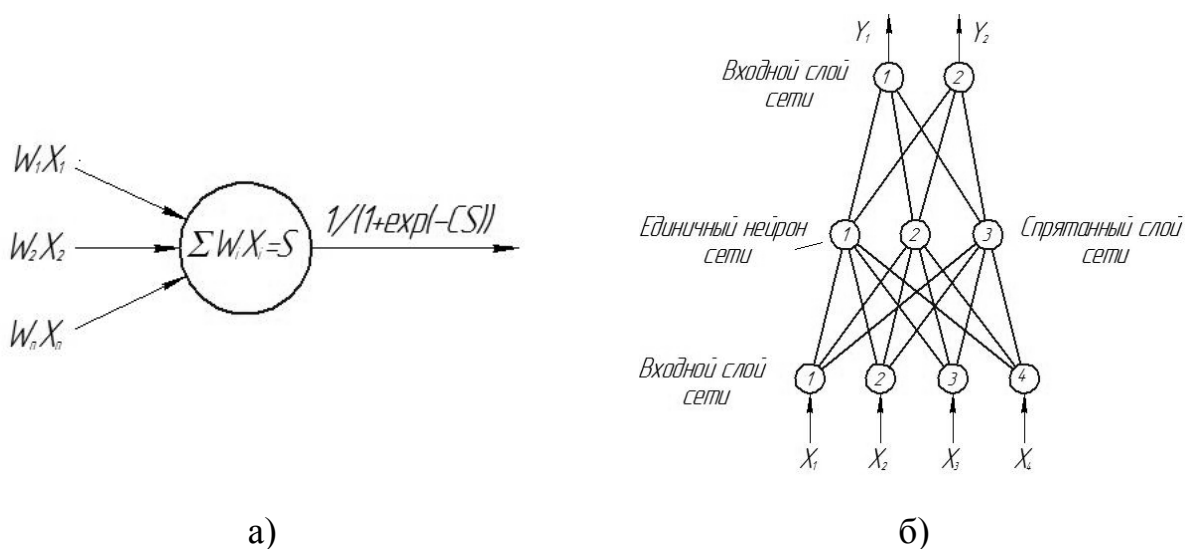


Рисунок 1.2. Модель единичного нейрона (а) и нейронной сети (б)

Далее информационный сигнал S преобразуется в выходной сигнал Y с помощью разделительной передаточной функции, например, сигмоидальной [22, 25]:

$$Y = 1 / (1 + \exp(-CS)),$$

где C – коэффициент передаточной функции, в качестве которой может быть использована любая нормированная функция с изменением решения от 0 до 1. Для эффективной работы нейрона его входная информация тоже нормируется:

$$X_i = (X_r - X_{rmin}) / (X_{rmax} - X_{rmin}) - 0,1,$$

где X_r – реальное физическое значение входного параметра; X_{rmax} – минимальное и максимальное значение данного параметра; 0,1 – ограничение по доверительному интервалу его изменения.

Построенный таким образом нейрон при заданных значениях W_i и C способен вырабатывать выходной сигнал Y при различных значениях и сочетаниях входных сигналов. Для расширения данных возможностей нейроны могут быть объединены в системы или сети – нейросети, имеющие несколько слоев: один входной, один выходной и несколько скрытых (скрытых) слоев. В среднем каждый нейрон, находящийся в нейросети, в качестве своих входных сигналов имеет выходные сигналы всех нейронов из

предыдущего слоя, как показано на Рисунке 1.2, б (неполная схема связей), или из всех предыдущих слоев (полная схема связей) [22].

Для начала функционирования нейросетевой модели необходимо определить W и C для каждого нейрона. Для этого используют принцип нервной деятельности человека – принцип обучаемости [19, 22], согласно которому W и C при заданном наборе входных сигналов изменяются до тех пор, пока не будет получен желаемый выходной сигнал. Далее процесс повторяется для нового набора входных - выходных сигналов. За счет большого числа нейронов в сети и их параметров каждый процесс обучения сохраняет в сети один или группу параметров, которые при последующем обучении либо не изменяются, либо усредняются в некотором диапазоне изменения [22].

В работе [21] с помощью нейросетевой модели приведено прогнозирование качества АрДС без присадочной проволоки аустенитной стали толщиной 1,5 мм на весу. Полученная обученная нейросетевая система рассматривалась как компактная база данных, содержащая «know-how» оператора, которая в комбинации с реляционной базой данных использовалась в качестве информационного обеспечения при проектировании АСУ ТП сварки. Рассматриваемая задача управления по эталонной модели была реализована в двух вариантах. По первому варианту рассматривалась разомкнутая система управления с эталонной моделью в структуре системы. По второму варианту модель встраивалась в замкнутый контур и формировалась замкнутая система с эталонной моделью. В этом случае эталонная нейросетевая модель представляла собой нейроконтроллер с базой данных, в которой реализованы «обученные» связи между входом и выходом. Входными параметрами модели являлись текущие значения управляющих переменных по силе тока $I_{св}$ и скорости сварки $V_{св}$. Прогнозирующая и управляющая модели были обучены при четырехкомпонентном векторе входа (зазор, смещение стыка, смещение кромок и длина дуги). В качестве выходных

критериев оценки качества сварки были приняты форма шва без прожога, непровара и подреза. К сожалению, авторами работы не были представлены количественные взаимосвязи параметров сварного шва и режимов сварки.

В настоящее время существует три основных алгоритма обучения нейросетевой модели: супервизорный, полусупервизорный и детерминированный [121]. Для моделирования сварочных процессов в основном применяют детерминированный как наиболее объективный метод. Среди них особо выделяется метод «back-propagation» или метод обратного распространения ошибки в нейросети [20], суть которого состоит в том, что на вход сети заданной структуры с произвольными весовым коэффициентом W и коэффициентом передаточной функции S подаются параметры моделируемого процесса, измеренные экспериментально, и сравнивают результаты вычислений по нейросетевой модели с реальными. Далее формируют реальную и фиктивную ошибки вычисления, с помощью которых можно скорректировать коэффициенты во всех слоях нейросети и рассчитать выходные параметры с определенной точностью.

Согласно литературным данным средняя точность по нейросетевым моделям составляет 10-15% [20, 90, 121]. Точность моделирования значительно зависит также от экспериментальных данных, использованных для обучения нейросети на последнем шаге. Именно они в наибольшей степени отражаются на значениях весовых коэффициентов. Установлено, что в качестве таких экспериментальных данных необходимо использовать по возможности данные со значениями параметров сварного шва, лежащими в середине интервала их изменения в проведенных опытах, или с наиболее часто встречающимися значениями параметров из имеющихся [19]. Подобный подход реализован для обучения нейросетевой модели в работе [29], где на основе имитационного моделирования производилась оценка влияния отклонения тока $I_{св}$ от заданного технологией значения на появление дефектов, не связанных с геометрией сварного соединения (трещин, несплавлений, пор),

т.е. качество сварного соединения прогнозировалось на основе представленных в литературе рекомендованных режимов сварки ($I_{св}$, U , $V_{св}$) и геометрических параметров при подготовке изделия к сварке δ , σ , α , λ , представленных на Рисунке 1.3),

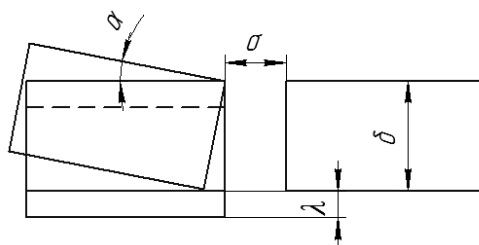


Рисунок 1.3. Погрешности сборки под сварку стыкового соединения [29]

Автоматическая АрДС со сквозным проплавлением стыковых соединений проводилась на ферритной стали Fe 360 (AlSi 1008) толщиной 2 и 4 мм. Параметры режима сварки были следующими: $I_{св}=70-220A$, $U=10-15B$, $V_{св}=0,9-4,6$ мм/с, расход защитного газа 12 л/мин. В качестве метода обучения нейросетей использовали метод «back-propagation». Построенные модели были опробованы и показали высокую эффективность применения – например, отличие в форме и размерах параметров реального и расчетного швов не превысило 8% [29].

В МГТУ им Н.Э. Баумана разработана система оценки качества стыковых односторонних сварных соединений без разделки кромок со сквозным проплавлением при АрДС [23]. Система базировалась на использовании информационных сигналов, получаемых с помощью датчиков, установленных в сварочном оборудовании со стороны источника нагрева – это сварочный ток $I_{св}$, скорость сварки $V_{св}$, температура точки поверхности T с обратной стороны шва в ОШЗ, суммарный световой поток L от сварочной дуги в инфракрасном и видимом диапазонах. Для определения связи между сигналами $I_{св}$, $V_{св}$, T , L и e (ширина шва) использовали нейросетевую модель на основе 12 проведенных сварочных экспериментов. Сварные швы получали на пластинах толщиной 2 мм из стали 12X18H10T на экспериментальном сварочном стенде с

использованием управляемого источника питания Kemppi. Накладывая искусственные возмущения на основные параметры режима сварки (сварочного тока, скорости сварки и расхода защитного газа 10, 15 и 20% соответственно), получали сварной шов с шириной, измеренной с помощью экспериментального лазерного профилометра. Обучение нейросети проводилось в 80-200 итераций, причем выбор начальных значений весовых коэффициентов определял как скорость сходимости алгоритма, так и качество нейросетевой модели. По результатам тестирования, модель показала высокую точность в определении ширины обратного валика шва (погрешность не превышала 10%).

Отношения между входными и выходными данными определялись с помощью радиальной базисной функции нейросети в работе [122]. Пакетный режим подготовки был отдельно принят для реализации принципа обратного распространения ошибки BP («back-propagation») и генетического алгоритма GA («genetic algorithm»), представляющего собой метод случайного поиска и позволяющего идентифицировать оптимальные значения переменных из большого объема дискретных наборов данных с помощью создания целевой функции, чувствительной к значению неизвестных переменных (параметров) [108]. Рисунок 1.4 показывает схематическую диаграмму, определяющую входные и выходные данные нейросети - параметры режима сварки и параметры геометрии сварного шва при АрДС стыковых соединений: (А) – скорость сварки, (В) – скорость подачи проволоки, (С) - % содержание элементов в проволоке, (D) – зазор между деталями, (Е) - сварочный ток, (FH) – усиление сварного шва, (FW) – ширина сварного шва, (BH) – высота обратного валика, (BW) – ширина обратного валика. Диапазон изменения входных параметров А, В, С, D и Е составлял (24-46 см/мин); (1,5-2,5 см/мин); (30-70%); (2,4-3,2 мм) и (80-110А) соответственно.



Рисунок 1.4. Входные и выходные параметры нейросети [122]

Авторами не был указан материал свариваемых образцов. Погрешность нейросетевой модели по данным авторов не превышала 16%.

Для моделирования сварочных процессов нашли применение нейросети, построенные на радиальных базисных функциях RBF («radial basis functions»), имеющие промежуточный слой из радиальных элементов, каждый из которых воспроизводит гауссову поверхность отклика [90, 110, 111].

В работе [90] предложена совмещенная математическая модель, основанная на определении взаимосвязи между входными и выходными данными радиальной базисной функции нейросети RBF с использованием генетического алгоритма GA. Входными данными базисной функции являлись коэффициенты численной модели нелинейной теплопроводности при АрДС аустенитной нержавеющей стали SS316L толщиной 1,5 мм на весу. Сварку проводили на прямой полярности вольфрамовым электродом WL-20 с углом заточки 45° и постоянной длине дуги 3 мм. Входными данными базисной функции являлись $\eta_{и}$, r_{ef} (эффективный радиус источника нагрева) и q_1/q_2 (распределение мощности между нормально-круговым источником нагрева и двойным эллипсоидом Голдака). Выходными данными нейросетевой модели являлись размеры геометрии сварного шва – ширина сварного шва и ширина обратного валика. Авторами работы была представлена лишь методика построения нейросетевой модели.

RBF-сети имеют как ряд достоинств (компактность, быстрая обучаемость), так и недостатков. Например, с «групповым» представлением пространства модели сети RBF не могут экстраполировать свои выводы за область известных данных: при удалении от обучающего множества значение

функции отклика быстро падает до нуля. Еще одним существенным недостатком нейросетевых моделей является количество экспериментальных данных, достаточных для обучения нейросетевых моделей. Установлено, что количество данных для обучения не должно быть меньше числа связей между нейронами в сети. В противном случае вероятность сохранения полезной информации о моделируемом процессе резко снижается [111, 119]. Использование случайного выбора экспериментальных данных для последней стадии обучения нейросети не дало положительного результата [22], при этом средняя ошибка расчетов по нейросетевой модели достигла 28%.

В связи с тем, что в рассмотренных выше нейросетевых моделях для учета особенностей условий контакта сварного соединения с медной подкладкой необходимо провести слишком большой объем экспериментов в широком диапазоне исследуемых режимов сварки для обучения нейросети, они также были исключены из дальнейшего рассмотрения.

1.2.2. Модели аналитического расчета температурных полей, основанные на теории тепловых полей Н.Н. Рыкалина

Применение аналитических исследований, основанных на методах аналитического описания температурных полей, разработанных Н.Н. Рыкалиным, при которых введение схемы подвижных источников нагрева позволяет упростить модели распространения тепла от реальных сварочных источников [4, 11, 14, 31, 33, 37, 56, 60, 64, 65].

Первые модели геометрии проплавления, предложенные в работе [64], были основаны на использовании принципа местного влияния. Тепловой источник моделировался в пространстве как точечный, линейный или поверхностный. Каждый из них мог быть неподвижным, подвижным или быстродвижущимся [18].

Для однопроходной сварки листов со сквозным проплавлением, используя расчетную схему быстро движущегося линейного источника нагрева в пластине без теплоотдачи, Н.Н. Рыкалиным для расчета ширины сварного шва предложено следующее выражение [18, 64]:

$$e = \frac{\sqrt{\frac{2}{\pi \cdot \exp} \cdot \frac{q_n}{\delta}}}{c\rho(T_{пл} - T_n)}, \quad (1.1)$$

где q_n - погонная энергия, Дж/см;

δ - толщина пластины, см;

$c\rho$ - объемная теплоемкость, Дж/(см³·К);

T_n и $T_{пл}$ - начальная температура и температура плавления, °С.

В дальнейшем Н.Н. Рыкалиным и А.И. Бекетовым были использованы безразмерные критерии, характеризующие длину, ширину и площадь сварочной ванны и зависящие от свариваемого материала и принятой схемы источника тепла [65]. Полученные таким образом эмпирические формулы для определения основных параметров сварочной ванны как со стороны лицевого шва, так и с обратной стороны пластины во всем диапазоне рекомендованных режимов АрДС стали X18H10T со сквозным проплавлением на весу. К сожалению, авторами работы не были указаны диапазоны изменения параметров режимов сварки.

При исследовании размеров ванны авторами [32, 33] были использованы зависимости размеров сварочной ванны от параметров режима сварки в виде связи между безразмерными критериями, такими же как и в работе [56]:

$$\xi = \frac{vL}{a}, \eta = \frac{VB}{2a}, \sigma = \frac{V^2 F}{a^2} \quad (1.2)$$

и критерием режима:

$$p = \frac{q}{\lambda T_{nl}} \sqrt{\frac{V}{a \delta}}, \quad (1.3)$$

где F - площадь проплавления, см²;

λ - коэффициент теплопроводности, Вт/(см·°С);

a - коэффициент температуропроводности, см/с².

С использованием безразмерных критериев были обработаны результаты экспериментального определения параметров геометрии сварного шва при АрДС в нижнем положении на весу пластин из стали X18H10T толщиной 4-6 мм. Вольфрамовый электрод при этом затачивали на конус (с углом 30-40° с притуплением диаметром 1-2 мм) перед каждым зажиганием сварочной дуги, что обеспечивало большую стабильность теплового режима дуги. Длину дуги поддерживали постоянной, равной 0,8 мм при сварке пластин толщиной 2 - 4 мм и 1 мм – для пластин 5 - 6 мм. За некачественные были приняты режимы, сварка на которых приводила к нестабильности сварочной ванны и прожогам. Для количественной характеристики разброса экспериментальных данных были определены параметры геометрии сварного шва на 12 образцах, полученных на строго неизменном режиме ($I_{св}=210$ А, $V_{св}=0,239$ см/сек). Ошибка при аналитическом определении параметров проплавления не превышала в среднем 10%. Для лицевой стороны шва зависимость ширины шва от параметров режима сварки имела вид [32, 33]:

$$e = \frac{0,348 \sqrt{a}}{\lambda T n} \frac{q_n}{\sqrt{v \delta}}, \quad (1.4)$$

Для обратной стороны шва:

$$e_1 = \frac{0,214 \sqrt{a}}{\lambda T n} \frac{q_n}{\sqrt{v \delta}} \quad (1.5)$$

Авторами работы не были приведены данные по исследованному диапазону скорости сварки и силы сварочного тока.

Отмеченные в работах [4, 56] расхождения между экспериментальными и расчетными данными объясняется принятой схемой идеализации процесса, а также отсутствием учета энергий фазовых переходов в перечисленных математических моделях.

Авторами работы [11] была предпринята попытка связать ширину сварного шва с коэффициентом сосредоточенности сварочной дуги k по схеме нагрева подвижным нормально-круговым источником нагрева для полубесконечного тела. В результате исследования установлено возрастание коэффициента сосредоточенности источника при увеличении скорости сварки и уменьшения мощности дуги. Экспериментальная проверка расчетной методики осуществлялась при аргодуговой сварке на весу вольфрамовым электродом коррозионно-стойкой стали 12X18H10T толщиной 2 мм на следующих режимах – $I_{св}=180\text{А}$, $U=13\text{В}$ и $V_{св}=1,26\text{ см/с}$, при котором был определен коэффициент k , равный $6,7\text{ см}^{-2}$. Экспериментальные и расчетные данные этой работы совпадали с удовлетворительной точностью при $\eta_{и}=0,7-0,75$, но количественные взаимосвязи параметров геометрии сварного шва с параметрами режимов сварки в работе приведены не были.

В статье [1] изучали влияние режимов автоматической АрДС на процесс формирования корневого шва на весу. Исследование проводили на пластинах из стали X18H10T толщиной 3 мм, с параметрами режима сварки: $I_{св}=100-240\text{А}$, $V_{св}=3-37\text{ м/ч}$, $l_{д}=0,8-3,0\text{ мм}$. При сварке применяли вольфрамовый электрод диаметром 4 мм с постоянным углом заточки. В работе определяли характер изменения ширины сварного шва, усиления и высоту обратного валика от указанных параметров режима. Полученные данные показали, что зависимости ширины от сварочного тока и скорости сварки в основном достаточно точно описываются уравнением распространения тепла мощного линейного быстродвижущегося источника без теплоотдачи в окружающую среду:

$$e = \frac{0,484 q}{V_{св} c \gamma^1 \delta} \quad (1.6)$$

где γ^1 - удельный вес металла ванны, г.;
 q - полная мощность дуги, Вт.

Эффективный КПД для дуговой сварки $\eta_{и}$ был принят равным 0,5. Используя ранее полученные данные по определению объема металла ванны, в работе получена эмпирическая формула для определения усиления сварного шва:

$$g = k \alpha T_{пл} \delta \text{ (см)}, \quad (1.7)$$

где k - поправочный коэффициент, для аргонодуговой сварки
 $k = 1,33 - 1,84$ [1].

Сопоставление данных, вычисленных по формуле (1.6), с результатами экспериментов показало их удовлетворительную сходимость на режимах с малой погонной энергией (погрешность не превышала 15%).

В работах [31, 34, 60] расчет ширины сварного шва осуществлялся по формуле (1.6), что и в работе [1], но с использованием поправочных эмпирических коэффициентов. Сварка вольфрамовым электродом осуществлялась в нижнем положении без разделки кромок. Такие коэффициенты получены для малоуглеродистой и нержавеющей стали, титана и меди. Опыты проводились на пластинах из сталей Ст.3 $\delta = 4$ мм, 1Х18Н10Т $\delta = 2,5; 4$ и 6 мм, сплава ВТ-1 $\delta = 3$ мм. Авторами работы не были представлены количественные взаимосвязи геометрии сварного шва с параметрами режимов АрДС.

На основании проведенного выше обзора можно сделать вывод о том, что аналитические описания температурных полей, создаваемых подвижными распределенными и сосредоточенными источниками нагрева, могут обеспечить удовлетворительную точность только при использовании

экспериментальных данных, прежде всего по эффективному сварочной дуги КПД и коэффициенту сосредоточенности для распределенного источника нагрева. Эти дополнительные параметры усложняют модель и для их определения необходимо проведение экспериментов для конкретных условий сварки.

Существенным недостатком аналитических моделей является усреднение теплофизических параметров нагреваемых металлов и условный учет теплоотдачи в медную подкладку при сварке. В некоторых работах [31, 33] он принимается средним по толщине. Ориентировочные значения теплоотдачи в подкладку и прижимы представлены в Таблице 3.

Таблица 3.

Значения величины теплоотдачи в зависимости от условий закрепления [39]

Характеристика эффективности теплоотдачи	Теплоотводящие прижимы						Стальная неохлаждаемая плита	Теплоотдача в воздух
	медные		алюминиевые		Стальные			
	Расстояние между осью шва и прижимом Z, соответствует $(1,5-1,8) \times \delta$							
	Z=10 мм	Z=30 мм	Z=10 мм	Z=30 мм	Z=10 мм	Z=30 мм		
$\alpha, \text{Вт}/(\text{м}^2 \times ^\circ\text{C})$	$4,6-5,4 \times 10^3$	$3,5-4,0 \times 10^3$	$3,3-4,0 \times 10^3$	$3,0-4,0 \times 10^3$	$1,6-2,0 \times 10^3$	300-400	80-170	10-25

В связи с тем, что в рассмотренных выше аналитических моделях не возможно учесть реальные условия контакта сварного соединения с медной подкладкой они также были исключены из дальнейшего рассмотрения.

1.2.3. Моделирование геометрии сварного шва с помощью численных методов

Трудность определения параметров источника нагрева обусловлена сложностью взаимодействия реального источника теплоты (электрической дуги, лазерного или электронного луча) с металлом, поэтому часто параметры источника определяют по размерам сварочной ванны, получаемой при выполнении экспериментальных исследований. В то же время современные физико-математические методы исследований позволяют не только существенно сократить время экспериментальной части исследований, но и снизить затраты на их проведение [30, 53, 59, 68, 82, 135, 139].

При моделировании теплового источника с использованием численных методов для определения температурного поля наиболее широко применяют методы конечных элементов (МКЭ) и методы конечных разностей (МКР). В отличие от моделей, основанных на классической теории тепловых полей, такие модели обладают рядом преимуществ:

- 1) теплофизические свойства материала задаются функцией от температуры;
- 2) имеется возможность решения контактных тепловых задач;
- 3) возможен выбор необходимой точности расчета варьированием параметрами конечно-элементной сетки модели.

Для выбора рациональной схемы источников нагрева, рассмотрим основные их виды, используемые для моделирования сварочных процессов.

1.2.3.1. Полуэллипсоидальная модель Голдака

Для сварочных процессов, в которых пульсации дуги сравнительно небольшие, из-за отсутствия учета эффекта жесткости дуги модель распределения Гаусса обладает низкой точностью. Еще одним немаловажным фактором является то, что поверхностный источник нагрева не учитывает

образовавшийся кратер сварочной ванны, возникающий даже при малых величинах погонной энергии. Для решения этой проблемы Голдаком [105, 106] первоначально была предложена модель полуэллипсоидального источника нагрева, в котором тепловой поток распространяется не по нормально-круговому закону, а по всему объему источника. Тепловой поток достигает максимального значения в центре источника нагрева, распределение по объему которого задается в соответствии с Рисунком 1.5 следующим выражением:

$$q(x,y,z)=q_{\max}\exp(-Ax^2-By^2-Cz^2), \quad (1.8)$$

где A , B и C - коэффициенты распределения теплового потока.

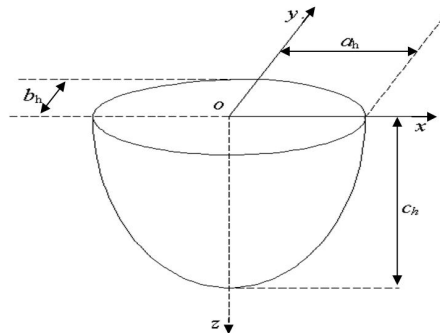


Рисунок 1.5. Полуэллипсоидальное распределения тепла в источнике

Так как тепловой поток распределен внутри объема источника, то его плотность может быть выражена следующим образом:

$$q = \eta UI = \frac{q_m \pi \sqrt{\pi}}{2\sqrt{ABC}}, \quad (1.9)$$

где

$$q_m = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \quad (1.10)$$

Предполагая, что 95% энергии вводится внутрь полуэллипсоида, тепловой поток вычисляет следующим образом:

$$q(a_h, 0, 0) = q_m \exp(-A a_h^2) = 0,05 q_m \quad (1.11)$$

Принимая $A=3/a_h^2$, $B=3/b_h^2$, $C=3/c_h^2$ и подставляя их в выражения (1.9, 1.10), получим:

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q}{a_h b_h c_h \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a_h^2} - \frac{3y^2}{b_h^2} - \frac{3z^2}{c_h^2}\right) \quad (1.12)$$

При равенстве коэффициентов a_h , b_h и c_h модель превращается в полусферическую. Полусферический источник нагрева может быть использован для описания сварочной ванны при сварке ленточным электродом.

1.2.3.2. Модель двойного эллипсоида Голдака

Для уменьшения погрешности, возникающей при описании формы сварочной ванны для концентрированных источников нагрева, Голдаком был предложен комбинированный источник нагрева [69, 75, 77, 92, 102, 107], состоящий из двух полуэллипсоидов, представленных на Рисунке 1.6. В зарубежной научной литературе и конечно-элементном пакете SYSWELD [116] этот источник имеет название двойной эллипсоид Голдака.

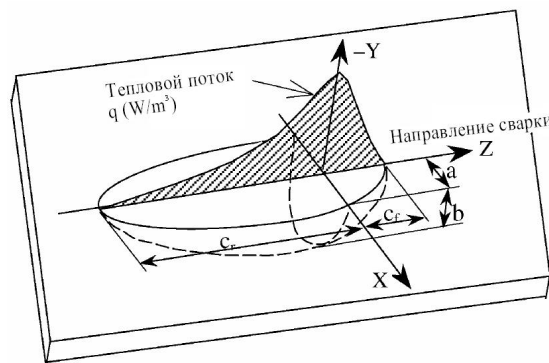


Рисунок 1.6. Распределение теплового потока в модели двойного эллипсоида Голдака

Для точки внутри первого полуэллипсоида, расположенной в передней части сварочной ванны, тепловой поток определяется по следующему выражению:

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}(f_f Q)}{a^1 b^1 c^1 f_f \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right), x \geq 0, \quad (1.13)$$

где f_f - часть теплового потока в передней части ванны.

Для точек (x, y, z) внутри второго полуэллипсоида в задней части сварочной ванны, тепловой поток описывается выражением:

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}(f_z Q)}{a^1 b^1 c^1 f_f \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right), x < 0, \quad (1.14)$$

где f_z - тепловой поток в задней части сварочной ванны.

Применение подобных источников нагрева целесообразно для описания геометрии сварного шва при неполном проплавлении дуговыми способами сварки. Например, сварные швы с поперечным сечением вида в соответствии с Рисунком 1.7, а. Для моделирования сварных швов более сложной формы, как на Рисунке 1.7, б, используется сочетание четырех и более эллипсоидов для точного моделирования [24, 73, 101, 133].

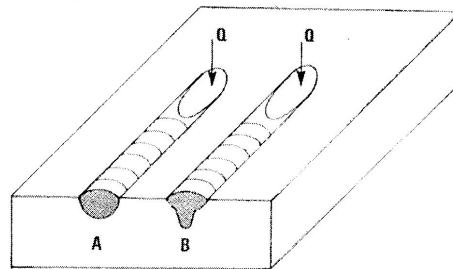
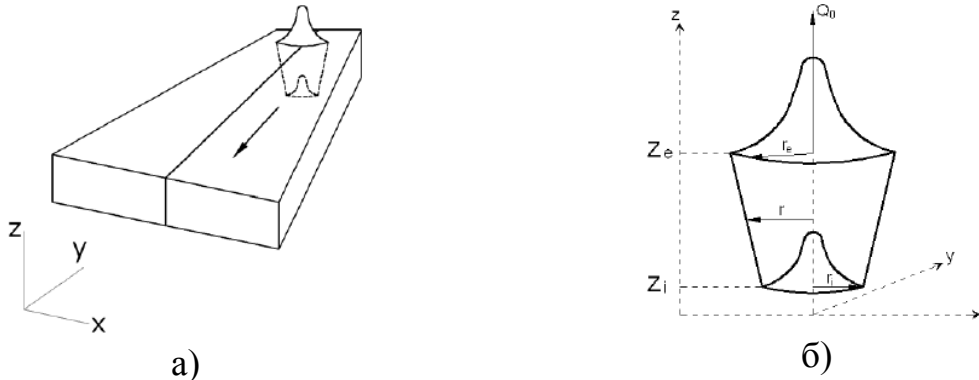


Рисунок 1.7. Описание использования двойного эллипсоида (А) и более точная форма описания четырьмя эллипсоидами (В)

1.2.3.3. Модель конического источника нагрева

Модель конического источника нагрева используется для определения параметров геометрии сквозного проплавления при электронно-лучевой и плазменной сварках [12, 26, 50, 62, 114]. Она представляет собой комбинацию

нормально-круговых источников нагрева введенных с лицевой и обратной стороны сварного шва. Вид источника нагрева и схема распределения тепловых потоков представлены на Рисунке 1.8.



Рисунке 1.8. Подвижный конический источник нагрева (а) и его параметры (б)

Введенный в изделие тепловой поток выражается формулой:

$$q(x, y, z) = q_0 \exp\left(\frac{-r^2}{r_0^2}\right), \quad (1.15)$$

где r и r_0 равны соответственно:

$$r = \sqrt{x^2 + y^2}, \quad (1.16)$$

$$r_0 = r_e - (r_e - r_i) * (z_e - z) / (z_e - z_i), \quad (1.17)$$

где q_r - удельный тепловой поток;

r_e - радиус пятна нагрева в верхней плоскости $z=z_e$;

r_i - радиус пятна нагрева в нижней плоскости $z=z_i$.

1.2.3.4. Моделирование геометрии сварного шва при сварке со сквозным проплавлением методами конечных элементов (МКЭ) и конечных разностей (МКР)

Решение уравнения теплопроводности численными методами позволяет моделировать форму проплавления, возникающую от воздействия

электронного пучка, лазерной и плазменной сварки и высокоамперных сварочных дуг. Для подобных случаев Голдаком [92, 107] была предложена комплексная модель распределения мощностей в виде двух полуэллипсоидов. Для оценки величины остаточных сварочных напряжений в стыковом соединении из аустенитной стали ALSI 304 толщиной 1,6 мм в работе [91], в котором геометрия сварного шва стыкового соединения описывалась двойным эллипсоидом Голдака [107]. Авторами работы не была указана погрешность разработанной численной модели.

В статье [101] рассматривали распределение остаточных напряжений, возникающих при АрДС на весу со сквозным проплавлением жаропрочного никелевого сплава Inconel 718 с использованием совмещенного термомодеформационного анализа. Верификация распределения остаточных напряжений по результатам численного моделирования проводилась с использованием техники нейтронной дифракции. Образцы представляли собой тонкие пластины размерами 200·100·2 мм. Сварку проводили на режиме $I_{св}=80\text{А}$, $U=9\text{ В}$, $V_{св}=1,59\text{ мм/с}$. Для определения распределения температуры от реального источника нагрева использовали термопары К-типа, расположенные поперек сварного шва. Для совмещенного термомодеформационного анализа использовали конечно-элементный комплекс ABAQUS. Геометрия сквозного проплавления определялась по изотерме плавления от подвижного источника, удельный тепловой поток которого задавался по формуле:

$$q_r = \frac{\eta_u Q}{\pi a^2}, \quad (1.18)$$

где a - размер конечного элемента, м.

Конвективная теплоотдача была учтена с верхней и нижней граней образца по формуле:

$$q_{\text{conv}}(T) = h(T - T_\infty), \quad (1.19)$$

где h - коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К);

T_0 - начальная температура ($T=20^\circ\text{C}$).

Для анализа остаточных напряжений после сварки использовали тип линейной упругопластической задачи с изотропным упрочнением. В результате сравнения экспериментальных данных о распределении остаточных напряжений и численных, выявили их удовлетворительную сходимость (расхождение с экспериментом не более 10%). При этом авторы статьи установили, что при решении упругопластической задачи целесообразно использование конечных элементов «высокого» порядка (гексаэдрический тип с 20 узлами) и в качестве метода решения было необходимо применять либо 3D Лагранжевый метод, либо 2D метод Эйлера [36].

Работа [94] посвящена определению остаточных напряжений и деформаций при воздействии поверхностного Гауссового источника нагрева при сварке стали 25 (GB/T 699-1988) толщиной 2 мм со сквозным проплавлением. АрДС проводилась на следующих режимах: $I_{св}=180$ А, $U = 10$ В, $V_{св}=10$ мм / с, $\eta_{и} = 0,75$, $r_{н} = 6$ мм. Начальная температура составляла 25° С. Кроме того, для сокращения времени вычислений и снижения требований к конфигурации компьютера, использовали 3D-модель половины пластины. Реализация 3D модели получена в комплексе ANSYS 11.0. Результатами работы послужили рекомендации по оптимизации параметров режимов сварки, обеспечивающих наименьшие остаточные напряжения и деформации изделия. Однако, авторами статьи не были указаны диапазоны варьирования параметров режима сварки.

В работе [100] для получения картины распределения остаточных напряжений по толщине при электронно-лучевой сварки титанового сплава TA15 толщиной 50 мм форма геометрия сквозного проплавления описывалась комбинацией 2D-конического объемного источника тепла с комбинацией Гауссового и линейного источников нагрева. О точности полученных результатов авторами указано не было.

Решение уравнения теплопроводности для пластины из стали 12X18H10T размерами 200·100·10 мм методом функции Грина приведено в работе [12]. С

помощью комбинированного источника нагрева была рассчитана геометрия сварного шва со сквозным проплавлением при электронно-лучевой сварке, термические циклы сварки и мгновенные скорости охлаждения. Комбинированный источник нагрева представлял собой сочетание линейного источника нагрева по глубине и точечного на поверхности. Авторами была представлена лишь методика для моделирования геометрии сквозного проплавления.

Геометрия стыкового сварного шва при АрДС в работе [41] описывалась изотермами плавления от подвижного комбинированного источника, представляющего собой сочетание двух нормально-круговых источников, один из которых вводился с лицевой поверхности шва, другой – через поверхность, разделяющую образец на 2 части. Авторами не были приведены сведения о материале изделия и диапазонах режимов сварки.

В статье [43] приведены математические методы анализа импульсного воздействия концентрированного источника (сварочной дуги) на течение процессов теплопереноса, плавления, кристаллизации и образование сопутствующих им деформационных процессов при АрДС пластин $80 \cdot 40 \cdot 8$ мм из низколегированной стали 10Г2С на весу. Для решения задачи методом конечных разностей трехмерную задачу разбивали на 2 двумерные. Авторами были определены режимы сварки, обеспечивающие сварному соединению более равномерную упорядоченную структуру по всей длине и повышенную прочность в зоне термического влияния. Подобный подход позволил существенно снизить расчетное время численной модели не теряя при этом в точности полученных результатов. Схожая методика применена в работах [35, 100] для оценки управляющих воздействий при сварке на качество сварных соединений, а также для оценки влияния колебаний параметров режимов орбитальной сварки на размеры сварного шва в многоуровневом описании технологических процессов [29, 125].

В работе [108] с помощью метода конечных элементов моделировали трехмерную тепловую задачу и движение расплавленного металла в сварочной ванне для определения геометрических размеров ванны, термических циклов, температурных градиентов в ванне и скорости охлаждения при АрДС нержавеющей стали 304 на медной подкладке. В результате компьютерного моделирования было установлено, что при использовании медной подкладки изменяется процесс кристаллизации и скорость охлаждения, что приводит к уменьшению отношения градиента температуры к величине зерна G/R с 15 до $6 \text{ К}\cdot\text{с}/\text{мм}^2$. Авторами работы не было рассмотрено влияние условий контакта на теплоотдачу в медную подкладку и ее величина оставалась постоянной независимо от изменения конструкции подкладки в процессе экспериментов.

В работе [75] разработана методика, базирующаяся на предположении о наличии тесной корреляционной связи между формой хвостовой части сварочной ванны и характером кристаллизации. Для описания формы сварочной ванны использовали модель двойного эллипсоида Голдака в конечно-разностной постановке решения дифференциального нелинейного уравнения теплопроводности. Численная модель учитывала граничные условия конвективной и лучистой теплоотдачи с поверхности. Экспериментальную верификацию численной модели проводили на листовых заготовках из аустенитной хромомарганцевистой стали 12Х15Г9НД толщиной 2,0 и 2,5 мм и аустенитной хромоникелевой стали 12Х18Н10Т толщиной 1,0 мм. Режимы сварки подбирали таким образом, чтобы обеспечить сквозное проплавление пластин и сохранить постоянной ширину сварочной ванны. Сопоставление расчетных данных с экспериментальными термическими циклами и макрошлифами зоны проплавления подтвердили адекватность построенной численной модели, при этом погрешность расчетов не превышала 7%.

При очевидной целесообразности применения комбинированных источников нагрева для описания геометрии сварного шва стыковых

соединений в рассмотренных выше работах авторами не были даны конкретные рекомендации по распределению эффективной мощности между источниками нагрева, которую необходимо определять экспериментально для повышения точности выполняемых расчетов. Поэтому при использовании комбинированных источников нагрева появляются дополнительные неизвестные параметры модели. Неизвестными параметрами при использовании комбинированных источников нагрева при моделировании АрДС, помимо величины эффективной мощности, являются:

1) для сочетания нормально-кругового распределенного и сосредоточенного линейного источников [104, 105, 113, 117] – величина распределения эффективной мощности между источниками и коэффициент сосредоточенности распределенного источника;

2) для полуэллипсоидального источника Голдака [92, 106] – коэффициенты a_h , b_h и c_h , описывающие геометрию сварного шва (см. Рисунок 1.5);

3) для двойного эллипсоида Голдака [69, 75, 77, 102, 107] – коэффициенты a^1 , b^1 и c^1 , описывающие геометрию сварного шва, и величина распределения эффективной мощности между полуэллипсоидами (см. Рисунок 1.5);

4) для конического источника [12, 26, 50, 62, 114] – распределение эффективной мощности между источниками и коэффициенты сосредоточенности каждого источника;

5) для сочетание трех и более источников [24, 73, 101, 133] – распределение эффективной мощности между источниками нагрева и коэффициенты, описывающие геометрию сварного шва.

Очевидно, что численные модели, использующие схемы нагрева с большим количеством источников нагрева, для описания сварного шва стыковых соединений из тонколистовых материалов не подходят. Модель эллипсоидального источника и двойного эллипсоида Голдака описывает

геометрию сварного шва со сквозным проплавлением с большой погрешностью, при этом имеем большое число варьируемых параметров в модели – более четырех. Следовательно, применение подобных моделей для описания геометрии сварного шва при АрДС тонколистового материала не целесообразно. Наиболее универсальным сочетанием источников нагрева для АрДС тонколистовых материалов на подкладке является комбинация нормально-кругового распределенного и линейного, как это сделано в работах [104, 113, 117], поскольку количество неизвестных параметров при моделировании в этом случае составляет не более трех. При этом распределение эффективной мощности между источниками можно принять постоянным для определенной толщины материала, поскольку составляющая линейного источника обуславливает наличие кратера сварочной ванны, который присутствует вследствие давления дуги даже при малых значениях погонной энергии при сварке тонколистовых материалов.

1.3. Компьютерные технологии прогнозирования формирования шва при дуговой сварке

Применение компьютерных технологий значительно расширяет возможности вычислительного эксперимента, что, в частности, дает возможность из множества вариантов технологии сварки выбрать наиболее подходящую или спрогнозировать качество сварного шва [144].

Основная задача прогнозирования качества сварного шва состоит в оценке вероятности выхода одного из показателей формирования шва (например, ширины обратного валика или усиления сварного шва) за допускаемое значение для данного соединения. Для этих целей и многих других, связанных с уменьшением трудоемкости технологической подготовки производства и совершенствованием технологии различных видов сварки, широко применяют

коммерческие компьютерные программные продукты и программные комплексы.

Российские и зарубежные программные продукты можно классифицировать по выполняемым функциям следующим образом [144]:

1. Подготовка технологической документации с помощью систем CAPP/PDM/PLM;
2. Базы данных: основные материалы, сварочные материалы, нормативные документы и т.д.;
3. Конструирование и проектирование сварных конструкций с помощью систем CAD;
4. Расчет прочности, долговечности, жесткости сварных конструкций с помощью систем CAE;
5. Моделирование тепловых и металлургических процессов с помощью систем CAE;
6. Конструирование оборудования с помощью систем CAD/CAE;
7. Числовое управление сварочными роботами с помощью систем CAM;
8. Системы управления.

Для имитации процесса сварки и прогнозирования качества сварного шва предназначены системы CAE (Computer Aided Engineering), которые можно разделить на 2 класса в зависимости от сложности решаемых задач и квалификации пользователя [144].

Большой класс CAE-программ ориентирован на рядового технолога и позволяет решать отдельные прикладные задачи для выбранного вида сварки – расчет параметров режима сварки, определение расхода сварочных материалов, прогнозирование размеров и ожидаемых механических свойств сварного соединения и т.д. Алгоритмы таких программ основаны как на простых аналитических зависимостях [71, 72], так и на коэффициентах расчетных моделей, выполненных на основе методов численного

моделирования в программных пакетах для конкретного вида сварки и в определенных диапазонах параметров режима [61, 118, 145].

Другой класс САЕ-программ ориентирован на высококвалифицированных пользователей-аналитиков, позволяет решать на конечно-элементных сетках комплексные задачи (численное моделирование процессов тепло - и массопереноса, анализ электрических полей, анализ напряженно-деформированного состояния изделия и т.п.). Такие программы могут быть построены по модульному принципу, выделяя определенные виды сварки или модели процессов. Например, комплекс программ ComHighTech (SPOTSIM, BUTTSIM, MAGSIM, LASIM, CUTSIM) международного научно-образовательного центра «Компьютерные высокие технологии в соединении металлов» (г. Тула, Россия); SYSWELD (ESI Group, Франция); SOAR (Sandia Optimization and Analysis Routines for automated welding – национальная лаборатория Министерства энергетики США); SORPAS (Swantec, Дания); Virtualarc (ABB, Швеция) [144].

Продукт ComHighTech [144] состоит из нескольких пакетов программ, позволяющих выполнять определенные функции: MAGSIM – имитация полуавтоматической сварки в углекислом газе; SPOTSIM – моделирование контактной точечной сварки, ARMSW – создание технологической документации, MEXSW – анализ механических свойств зоны термического влияния, FLUX 2.1 – расчет параметров режима сварки под флюсом.

Качество сварных швов в программах MAGSIM [71] и EWI WeldPredictor [145] регламентировано ГОСТ 14771-76 [141] и Европейской нормой - EN25817 [143]. Ее основное отличие от ГОСТ 14771-76 [141] заключается в том, что последний регламентирует отклонения размеров сварного шва от заданных и дает оценку их годности по альтернативному признаку «годен – не годен», а EN25817 [143] – осуществляет оценку годности сварных швов по одному из трех уровней качества: «Д» - низкий, «С» - средний и «В» - высокий.

Для прогнозирования свойств сварного соединения для полуавтоматической сварки плавящимся электродом в углекислом газе (МАГ) разработано программное обеспечение MAGSIM [71], структура которого основана на разработанной авторами концепции решения задач анализа, оптимизации и диагностики параметров режима, соответствующих требованиям качества МАГ-сварки стыковых швов тонколистовых соединений в нижнем положении и последовательно включает в себя описание: сварочной операции (теплофизических свойств материала, толщины листов, требуемого класса качества сварного шва); источника питания (сопротивление источника питания и сварочных кабелей, места измерения напряжения, диаметра и вылета электродной проволоки, типа защитного газа); технологических условий (ширины зазора между образцами, наличия и формы защиты с обратной стороны шва, температура детали); цели решения (анализа, оптимизации или диагностики процесса). В программном модуле «Анализ» осуществляется расчет параметров геометрии сварного шва на основе нелинейного квазистационарного уравнения теплопереноса. В модуле «Оптимизация» осуществляется оптимизация параметров процесса МАГ-сварки на основе критериев – например, максимальная производительность или максимальная вероятность обеспечения качества, в том числе с учетом рассеяния тех или иных параметров. Программный модуль «Диагностика» выдает полную информацию о разбросе размеров сварного шва из-за рассеивания параметров с помощью статистических методов обработки данных. Использование пакета MAGSIM позволило, по заявлению разработчиков, в 20-30 раз снизить затраты на экспериментальную отработку технологии полуавтоматической сварки плавящимся электродом [71]. Недостатком разработанной программы является профессиональная ориентированность системы, направленная прежде всего для решения задач в области компьютерных технологий проектирования процессов формирования

шва при дуговой сварке и не предназначенная инженерам-технологам для оптимизации процесса изготовления сварной конструкции.

Программа FLUX 2.1 [144] предназначена для расчета параметров режима сварки под флюсом для соединений из низкоуглеродистых и низколегированных сталей и нормирования расхода сварочных материалов. Расчет режима сварки производится на основе формул, приведенных в методике [3]. Нормирование расхода сварочных материалов осуществляется на основе справочных данных.

Границы допускаемых значений параметров швов в системах TSIM [72] и «OrbitWeldSim» [61] регламентированы ГОСТ 14771-76 [141]. В состав программы TSIM [72] для моделирования импульсной МИГ-танDEM-сварки входят три программных модуля для моделирования: стационарного процесса с присадочной проволокой, нестационарного процесса с присадочной проволокой и низкочастотной модуляцией мощности дуги и нестационарного процесса с присадочной проволокой и низкочастотной модуляцией мощности дуги на второй присадочной проволоке. В структуру каждого модуля входят программа-менеджер для управления внутренними программными связями, препроцессор для ввода исходных данных, процессор для определения параметров источников теплоты и давления, процессор для расчета образования шва, постпроцессор для визуализации результатов. В программу входят алгоритмы расчета геометрических параметров сварных швов на основе коэффициентов численной модели решения уравнения теплопереноса и деформаций на основе метода конечных разностей на равномерной ортогональной сетке. Сравнение расчетов выполненных с помощью программы TSIM с экспериментальными показало удовлетворительную сходимость, погрешность не превышала 20%.

В работе [118] разработана компьютерная программа на основе математической модели формирования сварочной ванны при автоматической орбитальной сварке вольфрамовым электродом трубных конструкций с

толщиной стенки 2,0 – 4,0 мм, позволяющая оценивать качество формирования сварного шва при заданных параметрах сварки. Однако она не учитывает пространственное положение сварочной дуги и сил поверхностного натяжения. Подобных недостатков лишена компьютерная модель, предложенная в работе [61], по результатам использования которой была разработана компьютерная программа «OrbitWeldSim» для определения параметров орбитальной сварки стали 08X18H10T толщинами 4,0 - 6,0 мм с разделкой кромок с присадочной проволокой. Решение обратной задачи при имитации условий формирования шва в различных пространственных положениях позволило получить программу оптимального изменения параметров процесса орбитальной сварки для получения сварного шва с заданными параметрами с погрешностью 15%. Программа не предназначена для определения параметров геометрии сварного шва для АрДС тонколистовых стыковых соединений без присадочной проволоки.

Программный комплекс «СВАРКА» (далее ПК «СВАРКА»), разработка которого начата на кафедре сварки и диагностики МГТУ им. Н.Э. Баумана в 1974г. и продолжается в настоящее время, предназначен для решения широкого круга задач моделирования сварочных процессов, и, по данным разработчиков, позволяет смоделировать следующие процессы [46]: 1) протекание электрического тока в металле, выделение тепла; 2) электрические и световые явления в дуге, плазме, электронном и лазерном луче; 3) электромагнитные явления; 4) гидродинамические явления в сварочной ванне; 5) тепловые процессы в металле, плавление и кристаллизация; 6) физико-химические превращения в металле шва и околошовной зоне; 7) сварочные деформации и напряжения от неравномерного нагрева и структурных превращений; 8) упругость, пластичность и ползучесть металла в условиях сварки; 9) развитие процессов разрушения в условиях неоднородности свойств материала и наличия дефектов под действием сварочных процессов и различных видов эксплуатационных нагрузок.

В ПК «СВАРКА» входят 4 основных программных компонента [47]:

- 1) Основная программа «Процесс» для ввода данных, моделирования процесса эксплуатации конструкции с использованием метода конечных элементов и получение результатов расчета;
- 2) Вспомогательная программа «Геометрия» для разработки параметризованных геометрических моделей сварных узлов и включение их в библиотеку моделей;
- 3) Вспомогательная программа «Материал» для редактирования свойств и пополнения библиотеки материалов;
- 4) Вспомогательная программа «Экран» для подробного анализа расчетов и оформления отчетов.

Основной положительной отличительной чертой ПК «СВАРКА» является ориентирование на пользователей с различным инженерным уровнем математической и компьютерной подготовки. Это позволяет применять комплекс не только в научно-исследовательских и проектных разработках, но и в производственных условиях. Существенным недостатком данного программного комплекса является ограниченность в коммерческом использовании и невозможность ее реализации на данном этапе разработки. Еще одним существенным недостатком является отсутствие возможности учета граничных условий контакта двух материалов в версии 4.0 по данным работы [46]. Вследствие чего, ПК «СВАРКА» был исключен из дальнейшего рассмотрения.

В сети интернет в ограниченном доступе компанией EWI предложено в течение 30-дневного срока воспользоваться программой EWI WeldPredictor [145], основанной на использовании коэффициентов численной конечно-элементной модели и алгоритмов оптимизации экспериментальных параметров процесса, для оценки прочностных свойств конструкций, выполненных с помощью МАГ/МИГ-сварки и АрДС импульсной и

непрерывной дугами. Меню ввода параметров располагает большой базой данных материалов, после назначения которых пользователю предлагается самому нарисовать сварной шов или выбрать тип сварного соединения из представленных, выбрать условия закрепления и тип источника нагрева. После задания всех необходимых данных программа формирует отчет, в котором отображается распределение деформаций и напряжений в сварной конструкции и приводятся рекомендации к их снижению. К сожалению, разработчиками программы не была указана точность выполненных результатов.

В результате литературного обзора систем прогнозирования формирования сварного шва не было найдено в открытом доступе такой компьютеризированной системы выбора режимов АрДС стыковых соединений, позволяющей использовать ее для получения количественных взаимосвязей параметров режимов автоматической АрДС и параметров сварного шва на медной подкладке без проведения предварительных экспериментов.

1.4. Основные методы расчета остаточных деформаций конструкций после сварки

Сварка вызывает искажения размеров и формы элементов сварных конструкций, их укорочение, изгиб, потерю устойчивости, закручивание. Эти искажения выражаются в перемещениях, которые зависят от формы сварной конструкции, расположения швов в ней, толщины металла. Многообразные виды перемещений сварных конструкций порождаются относительно небольшим числом видов деформаций и перемещений, возникающих в зоне сварных соединений. Для предварительно прихваченных изделий наиболее существенными деформациями, при большой величине которых может произойти раскрытие стыка, являются [54]:

1) Продольные остаточные пластические деформации $\varepsilon_{пл.ост.}$, создающие усадочную силу $P_{ус}$ и продольную усадку $\Delta_{пр}$;

2) Поперечные деформации в результате условной деформации β , которые образуют в сварном соединении поперечную усадку $\Delta_{поп}$.

В соответствии с данными работы [54] усадочная сила $P_{ус}$ определяется по формуле:

$$P_{ус} = \int_{-b_n}^{+b_n} \varepsilon_{пл.ост.} E s dy, \quad (1.20)$$

где s - толщина пластины, см;

E - модуль Юнга материала, ГПа;

b_n - полуширина зоны пластической деформации, см.

Продольная усадка от силы $P_{ус}$ для легированных сталей выражается величиной [54]:

$$\Delta_{пр} = P_{ус} L_0 / (2b_n s E), \quad (1.21)$$

где L_0 - длина свариваемой пластины, см.

Фактически действующая сила $P_{ус}$ определяется по формуле [54]:

$$P_{ус} = P_{ус.ж} / [1 - P_{ус.ж} (e_1^2 / I_1 + e_2^2 / I_2 + 1/F) / \sigma_T], \quad (1.22)$$

где σ_m - предел текучести свариваемого материала, МПа;

I_1, I_2, F - главные центральные моменты инерции и площадь поперечного сечения пластины; $I_1 = sB^3/12$, $F = Bs$;

e_1, e_2 - эксцентриситеты приложения усадочной силы относительно главных центральных осей; $e_1 = B/2$, $e_2 = 0$ (для стыкового соединения).

Для низколегированных углеродистых сталей с пределом текучести до 300 МПа получена эмпирическая формула для расчета $P_{ус.ж}$ [54]:

$$P_{ус.ж} = -[230000 / (q_0 + 12600) + 3,58] q / V_{св}, \quad (1.23)$$

где q - эффективная мощность, Вт;
 q_0 - удельная погонная энергия сварки, Дж/см²; $q=q_{п}/(V_{св}S_{расч})$;
 $S_{расч}$ - расчетная толщина свариваемого элемента, мм;
 $S_{расч}=0,5(s_1+s_2)$;
 s_1 и s_2 - толщина сварных образцов, см.

Формула (1.23) действительна в диапазоне q_0 от 4000 до 38000 Дж/см².

При нагреве пластины подвижным источником нагрева, величина поперечного укорочения выражается формулой [54]:

$$\Delta_{non} = \int_{-b_{yn}}^{+b_{yn}} \varepsilon_{y_{нл.осм.}} dy \quad (1.24)$$

При АрДС стыковых соединений поперечная усадка вычисляется по формуле [54]:

$$\Delta_{non} = A \frac{\alpha}{c\rho} \frac{q}{V_{св} s}, \quad (1.25)$$

где A - эмпирический коэффициент, для аргонодуговой сварки со сквозным проплавлением $A=1,0-1,2$ [54].

Абсолютное значение Δ_{non} изменяется в широких пределах в зависимости от вводимой при сварке погонной энергии. Вследствие чего, даже небольшое изменение погонной энергии повлечет за собой изменение прочностных свойств сварного шва и изменение формы конструкции.

Все виды деформаций, характерных для стыковых соединений, имеют место и при сварке оболочек. В результате деформаций в оболочках возникают временные и остаточные перемещения. От временных перемещений при сварке кольцевых швов частично зависят конструкции, приспособления и оснастка.

Неравномерный нагрев по толщине вызывает изгиб листа в процессе сварки. Если один лист по этой причине перемещается, а другой – нет, то

также возникает смещение Δz . Наиболее закономерный характер имеют перемещения w при сварке кольцевых швов оболочек. Вследствие расширения при нагреве значительная зона вблизи кромки оболочки удлиняется в направлении окружности, возникают радиальные перемещения свариваемых кромок. Радиальные перемещения кромок w будут различными, если оболочки имеют разную жесткость (см. Рисунок 1.9, б), когда одна из оболочек представляет собой фланец, а другая не имеет дополнительной жесткости [54].

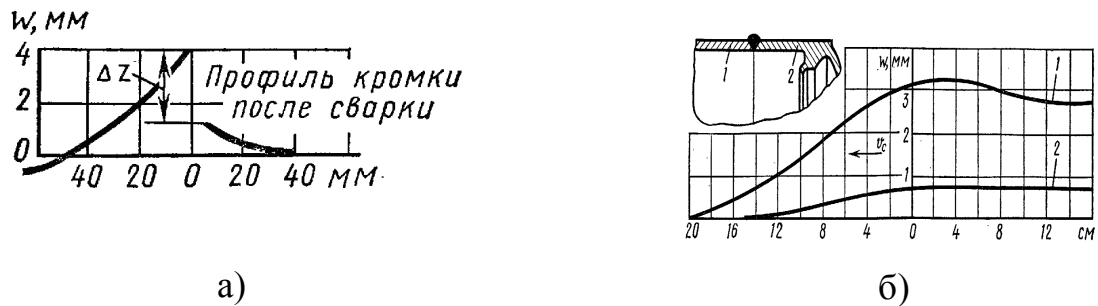


Рисунок 1.9. Перемещения в зоне кольцевого шва цилиндрической оболочки

В кольцевых швах тонкостенных цилиндрических оболочек после сварки возникает окружная усадочная сила, которая действует на оболочку аналогично распределенной нагрузке P , повторяющей характер эпюры продольных остаточных пластических деформаций $\epsilon_{\text{пл.ост.}}$ [55]:

$$P_{\text{ус}} = \epsilon_{\text{пл.ост.}} E s / r, \quad (1.26)$$

где s – толщина стенки оболочки, см;

r – радиус цилиндрической оболочки, см.

В результате образуется местный изгиб и уменьшение диаметра в зоне кольцевого шва (Рисунок 1.9, а), которое распространяется примерно на длину l [55]:

$$l = 3 \pi \sqrt[4]{r^2 s^2 / [3(1 - \mu^2)]} / 4 \quad (1.27)$$

Остаточные перемещения от продольных швов в длинных цилиндрических оболочках диаметром D состоят из погиба f (см. Рисунок 1.10,

б), который вычисляется при известных усадочной силе P_{yc} и моменте инерции кольцевого сечения оболочки по формуле [54]:

$$f = P_{yc} e_1 l^2 / (8EI_1) = M l^2 / (8EI_1), \quad (1.28)$$

где M – момент усадочной силы относительно центра тяжести поперечного сечения; $M = P_{yc} e_1$.

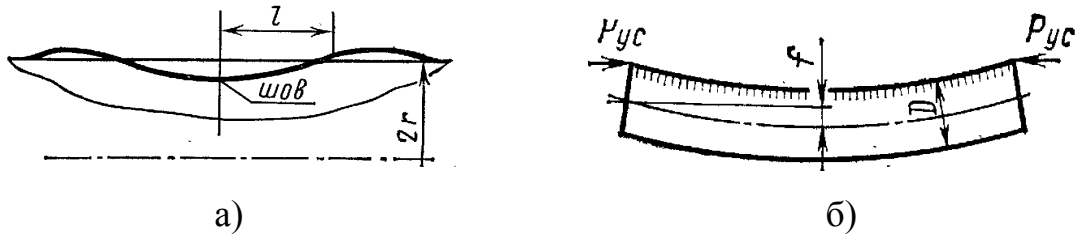


Рисунок 1.10. Перемещения в зоне кольцевого шва тонкостенной цилиндрической оболочки от расчетной нагрузки P , вызванные остаточными пластическими деформациями (а), и перемещения от продольного шва (б)

Очевидно, что аналитические формулы (1.20) – (1.28) позволяют рассчитать деформации изделия после сварки весьма приближенно и не могут учитывать влияние схемы закрепления изделия в сварочном приспособлении и величину теплоотдачи в подкладку при сварке тонколистовых конструкций без проведения дополнительных экспериментов.

Поскольку аналитические формулы для расчета остаточных деформаций после сварки не позволяют учесть всех этих факторов, рассмотрим численные методы решения термдеформационной задачи для оценки остаточных деформаций изделия после сварки.

Для численной оценки влияния термдеформационного цикла сварки на распределение остаточных деформаций в изделии используют конечно-разностную (МКР) или конечно-элементную (МКЭ) схему.

Используя МКЭ, вся 3D – модель сварного изделия представляет собой область, в которой ищется решение дифференциальных уравнений,

разбивается на конечное количество подобластей (элементов). В каждом из элементов произвольно выбирается вид аппроксимирующей функции. Значения функций на границах элементов (в узлах) являются решением задачи и заранее неизвестны. Коэффициенты аппроксимирующих функций обычно определяются из условия равенства значения соседних функций на границах между элементами (в узлах). Затем эти коэффициенты выражаются через значения функций в узлах элементов и составляется система линейных алгебраических уравнений [26, 28, 42, 53, 58, 126, 130, 136].

При использовании МКР на расчётной области строится сетка, затем выбирается разностная схема и для каждого узла сетки записывается разностное уравнение (аналог исходного уравнения, но с использованием разностной схемы), затем производится учёт краевых условий (для краевых условий второго и третьего рода также строится некоторая разностная схема). Получается система линейных алгебраических уравнений, решая которую в ответе получают приближенные значения решения в узлах [75, 76, 78, 84, 127].

В мире существуют десятки коммерческих программных комплексов МКЭ и МКР (ANSYS, ABAQUS, MSC MARC), в том числе специализированных для решения задач в области сварочного производства (SYSWELD, Weld Planner). Рассмотрим численные методы решения термомодеформационной задачи для оценки остаточных деформаций изделия после сварки, найденные в научной литературе [63].

В работе [103] для определения поперечной усадки использовали пакет ANSYS/Multiphysics. Автоматическую АрДС проводили на пластине $300 \cdot 260 \cdot 6$ мм из стали 25. В качестве источника нагрева использовали нормально-круговой распределенный с параметрами: вводимая мощность $q=6550$ Вт, эффективный радиус источника нагрева $r_n=7$ мм, скорость сварки $V_{св}=6$ мм/с. Начальная температура составляла 32 °С. В результате верификации численной модели с экспериментальными величина погрешности в среднем не превышала 25%. По подобной схеме поверхностного источника нагрева

определяли величину остаточной деформации при трехпроходной сварке стали 316L в работе [111], отклонения между экспериментальными данными и результатами численного моделирования в которой не превысили 5%.

Авторами статьи [117] был рассмотрен процесс формирования остаточных напряжений и деформаций при электронно-лучевой сварке титанового сплава TA15 толщиной 49 мм. В качестве источника нагрева использовали модель конического объемного источника. Для учета пластических деформаций в пакете ANSYS расчет проводили по билинейной кинематической изотропной модели (BKIN) с учетом эффекта Баушингера [36]. Расхождение между результатами моделирования и экспериментами не превысило 10%. Подобная модель поведения пластичности использовалась и в работе [44], в которой рассматривался сборочно-сварочный цикл производства труб большого диаметра аргонодуговой сваркой. Для построения КЭ-модели использовался 8-ми узловой твердотельный трехмерный «тепловой» элемент SOLID 70 ANSYS/Thermal. Численный анализ трехмерного температурного поля в стенке трубы осуществлялся в результате решения нестационарного уравнения теплопроводности для твердого тела с однородными свойствами. Одновременно с расчетом температурной задачи осуществлялся численный расчет НДС изделия, возникающего при нагреве нестационарным неоднородным трехмерным полем температур. Модель трубной заготовки при этом воспринимала реакции опоры от трех роликов, на которые опиралась контактно, и подвергалась воздействию силы тяжести. Авторами не были приведены ни режимы сварки, ни точность результатов численного моделирования.

Аналитическим путем установлено, что для решения термомодеформационных задач подходит комплекс программ MARC/MSC. В работе [30] разработан метод получения параметров линейного-эквивалентного источника теплоты по профилю поперечного сечения шва при электронно-лучевой сварке, основанный на численном решении обратной

задачи теплопроводности путем регулирования мощности множества точечных источников теплоты, расположенных в свариваемом алюминиевом сплаве АА70Х толщиной 20 мм на оси луча, для получения совпадения расчетного и опытного профилей поперечного сечения шва. При задании нагружения и определении скоростей деформаций использовали изотропный закон упрочнения. Положение поверхности текучести определяли по критерию Мизеса. О точности численных результатов распределения остаточных напряжений и деформаций авторами указано не было.

В ряде исследований [86, 99, 105, 115] вследствие жесткости рассматриваемой конструкции и большой толщины (более 10 мм) в численной модели не учитывали пластические деформации.

В качестве инструмента для прогнозирования распределения остаточных напряжений и деформаций широко используют конечно-элементный пакет ABAQUS. В статье [101] была рассмотрена возможность использования пакета ABAQUS для прогнозирования величины остаточных деформаций при АрДС пластины 200·200·2 мм из никелевого сплава IN718. Согласно полученным результатам численной модели, погрешность численного расчета продольной усадки образца при сопоставлении с экспериментальными данными составила не более 10%. В ряде работ [44, 97] предложена численная термомодеформационная модель для оценки остаточных деформаций сварной конструкции с учетом эволюции микроструктуры в ЗТВ. Расхождения между экспериментальными данными и результатами численной модели не превысили 15%.

Методика проведения моделирования термомеханических задач у пакетов ANSYS и ABAQUS несколько различна, что в итоге может привести к различию и в полученных результатах. В работе [120] проводилось сопоставление результатов моделирования в этих пакетах на примере АрДС углеродистой стали S15C толщиной 6 мм. Режимы сварки - $I_{св}=300$ А, $U=15$ В, $V_{св}=10$ мм/с, коэффициент конвективной теплоотдачи с поверхности $k=15$

Вт/(м²·К), эффективный КПД – 0,7. Сравнение температурных полей shell/3D элементов в ABAQUS и ANSYS показало, что ANSYS дает несколько более высокую температуру в корне сварного шва. Эта разница существенно уменьшается при переходе от корня сварного шва к кромкам основного материала. Максимальные значения остаточных напряжений рассчитывали с использованием и ABAQUS и ANSYS. В результате получили вблизи сварного шва примерно одинаковые значения напряжений (разница не более 7%). Однако остаточные напряжения на концах пластин значительно отличались (разница достигала 34%).

По схеме конического распределенного источника нагрева в работе [93] была решена термическая задача описания геометрии сквозного проплавления при лазерной сварке стыкового соединения из стали ALSI304. В результате сравнения результатов распределения остаточных деформаций после сварки с экспериментальными данными, выявили величину расхождения – для ширины шва и глубины проплавления она составила соответственно 2,8% и 1,9%.

В литературе широко представлено компьютерное моделирование процессов сварки с помощью МКЭ с помощью ПК «СВАРКА», разработанного в МГТУ им. Н.Э. Баумана [27, 48]. В работе [27] приведена осесимметричная модель с раскладкой валика многопроходного сварного шва, присоединяющего чоп к трубе. Чопы приваривали ручной дуговой сваркой покрытыми электродами Э50А диаметром 3,2 мм током 90-120А со скоростью 4 м/ч (эффективный КПД процесса принят равным 0,8). В качестве модели поведения материала приняли модель идеального упругопластического материала, не учитывающего упрочнение и ползучесть при расчете остаточных деформаций и напряжений. На основе конечно-элементного моделирования разработана методика, позволяющая не только определить технологические напряжения в нахлесточном соединении (с погрешностью не более 5%), но и выявить их влияние на прочность и ресурс конструкции.

Для оценки остаточных напряжений в стыковых соединениях по методу эквивалентных начальных температур в работе [48] проведено моделирование сварки кольцевых стыков трубопровода диаметром 1420 мм с толщиной стенки 32 мм из стали класса прочности X70 и высокопрочной стали класса K60, стыки которых выполнены автоматической сваркой в среде углекислого газа без подогрева за 15 проходов. Для сокращения вычислительных затрат при моделировании автором использован ряд допущений: 1) осесимметричная модель сварного соединения после сварки очередного валика сразу заполнялась последующим; 2) модель материала представляла собой смесь нескольких структурных компонентов (ферритно-перлитного, аустенитного и бейнитно-мартенситного), процентное содержание которых измерялось в процессе структурных превращений; 3) модель идеального упругопластического материала не учитывала упрочнение и ползучесть при расчете остаточных деформаций и напряжений. Анализ распределения важнейших компонент главных нормальных остаточных напряжений в трубе – окружных, направленных вдоль оси шва, и продольных (поперечных по отношению к шву) – показал, что они достаточно точно воспроизводятся методом эквивалентных начальных температур на основе МКЭ (погрешность при этом не превышала 15%).

Рассмотренные сопряженные численные модели, в которых по результатам термического анализа в виде распределения изотерм плавления от подвижных источников нагрева оценивается НДС состояние свариваемого изделия, могут быть использованы для назначения припусков на механическую обработку деталей и позволят снизить расход металла и время обработки. Поскольку величина теплоотдачи в подкладку оказывает существенное влияние при сварке не только на размеры сварного шва, но и на остаточные деформации тонколистовых конструкций, очевидно, что необходима количественная оценка ее влияния на коробления конструкций. При этом на распределение остаточных напряжений и деформаций в сварном

изделии влияет конструкция сварочного приспособления и условия закрепления изделия. Численные модели, в которых произведена оценка влияния на остаточные деформации изделия при АрДС на подкладке перечисленных выше факторов в научной литературе найдено не было.

Одной из проблем, возникающих в процессе освоения конечно-элементных программных пакетов, является высокая сложность и адаптивность к решению задач, возникающих в процессе моделирования процесса сварки для новых изделий и не предусмотренных разработчиками. В связи с этим разработчиками этих программных комплексов введены ряд упрощений и допущений, снижающих точность результатов численных расчетов. Основные допущения, связанные с решением задач в области сварочного производства:

1) Для удобства описания геометрии сварного шва при сквозном проплавлении для всех видов сварки используется объемный источник нагрева типа двойного эллипсоида Голдака, что вызывает существенные погрешности при описании распределения температурных полей по толщине образца, например, при сварке неплавящимся электродом или электронно-лучевой сварке;

2) Закрытость и отсутствие возможности редактирования встроенных баз данных материалов, а также параметров, существенно влияющих на величину тепловложения в свариваемый образец (эффективный КПД, конвективный и лучистый теплообмен, контактная термическая проводимость);

3) Условное закрепление образцов при сварке и невозможность учета усилия прижатия изделия в оснастке.

Эти допущения существенно влияют на распределение температурных полей и остаточных деформаций и снижают точность расчетов. Поэтому целесообразно использовать математическую модель, полностью основанную на экспериментальных данных, которые являются входными параметрами численной модели. При этом для описания температурных полей необходимо

использовать комбинацию объемных и распределенных источников нагрева. Кроме того, для получения более точного результата моделирования целесообразнее всего использовать конечно-элементный программный комплекс с открытой возможностью настройки параметров решаемой задачи.

В качестве источника нагрева при АрДС тонколистовых материалов с целью минимизации параметров подбора целесообразно использовать комбинацию линейного и нормально-кругового распределенного источников нагрева, как предложено в работах [100, 104, 113, 117]. Для учета конструкции сварочного приспособления и условий закрепления изделия с целью снижения остаточных деформаций после сварки авторами данной работы была разработана численная термомодеформационная модель на основе конечно-элементной модели теплопередачи при автоматической АрДС на медной подкладке.

1.5. Цель и задачи работы

В результате литературного обзора систем прогнозирования формирования сварного шва не было найдено в открытом доступе такой компьютеризированной системы выбора режимов АрДС стыковых соединений, позволяющей использовать ее для получения количественных взаимосвязей параметров режимов автоматической АрДС и параметров сварного шва на медной подкладке без проведения предварительных экспериментов.

Цель работы - совершенствование технологии автоматической АрДС без присадочной проволоки стыковых соединений на медной подкладке коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3 мм путем создания компьютеризированной системы, позволяющей снизить трудоемкость технологической подготовки производства при проведении

работ по экспериментальной корректировке режимов сварки новых изделий в производственных условиях.

В соответствии с этой целью необходимо решить следующие основные **задачи**:

1. Определение количественных зависимостей, связывающих основные параметры геометрии сварного шва для стыковых соединений из коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3 мм с режимами автоматической АрДС без присадочной проволоки на медной подкладке.

2. Разработка математической модели, описывающей основные параметры геометрии сварного шва стыкового соединения при автоматической АрДС коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3 мм с учетом теплоотдачи в медную подкладку.

3. Разработка компьютеризированной системы выбора режимов сварки на основе экспериментальных данных и результатов математического моделирования, позволяющая сформировать для автоматической АрДС без присадочной проволоки наилучшее сочетание параметров режима сварки стыковых соединений на медной подкладке, соответствующих ГОСТ 14771-76 «Дуговая сварка в защитных газах. Соединения сварные. Основные типы, конструктивные элементы и размеры» и удовлетворяющих заданному производственному требованию.

4. Разработка методики оценки влияния термомодеформационного цикла АрДС стыковых соединений на величину остаточных деформаций сварной конструкции на основе разработанной модели сварки стыковых соединений тонколистовых материалов и рекомендаций по уменьшению остаточных деформаций при сварке на сборочно-сварочных приспособлениях с медной подкладкой.

Решение поставленных задач определяет научную новизну работы и ее практическую значимость.

**Глава 2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДИАПАЗОНОВ
РЕЖИМОВ АРГОДУГОВОЙ СВАРКИ СТЫКОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ
НА ПОДКЛАДКЕ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ ФОРМИРОВАНИЕ
СВАРНОГО ШВА С РАЗМЕРАМИ, СООТВЕТСТВУЮЩИМИ
ГОСТ 14771-76**

Во второй главе приведены результаты по определению режимов сварки, обеспечивающих получение сварного шва с размерами, соответствующими ГОСТ 14771-76 [141] тип соединения С4 для коррозионно-стойкой стали аустенитного класса 12Х18Н10Т толщинами 1,5; 2,0 и 3,0 мм, а также экспериментально определены значения эффективного КПД сварочной дуги во всех диапазонах исследуемых режимов АрДС на медной подкладке.

2.1. Оборудование для проведения исследований

Исследования проводились на специализированном стенде для сварки плоских образцов на медной подкладке с прижимным пневмошланговым приспособлением клавишного типа, разработанном на кафедре Оборудования и технологии сварочного производства ФГБОУ ВПО «УГАТУ». Стенд для сварки плоских образцов позволяет осуществить продольное перемещение сварочной горелки с заданной скоростью и прижатие свариваемых плоских образцов клавишными прижимами к подкладке во время сварки (см. Рисунок 2.1).

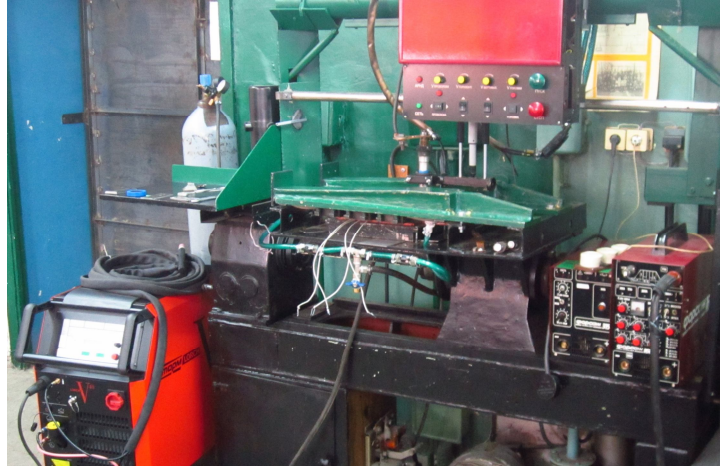


Рисунок 2.1. Стенд для сварки плоских образцов

Перемещение горелки осуществлялось с помощью подвижной сварочной головки. Технические характеристики сварочной головки для автоматической сварки представлены в Таблице 4.

Таблица 4.

Технические характеристики головки для автоматической АрДС

Номинальный сварочный ток при ПВ = 60%, А	400
Номинальное напряжение питающей сети, В	380/220
Диаметр вольфрамового электрода, мм	1- 5
Диаметр присадочной проволоки, мм	0,8-1,6
Диапазон регулирования скорости сварки, м/ч	8-80
Диапазон регулирования стабилизированной скорости подачи присадочной проволоки, м/ч	8-80
Вертикальное перемещение горелки, механизированное, мм	200
Поперечное перемещение горелки, механизированное, мм	± 10
Угол наклона горелки в плоскости сварки, град.	± 90

В качестве источника питания использовался промышленный инверторный источник питания Lorch 400 DC, технические характеристики которого указаны в Таблице 5.

Таблица 5.

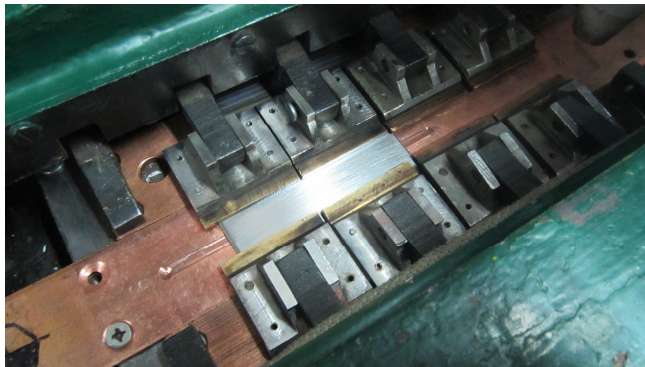
Технические характеристики источника питания Lorch 400 DC

Диапазон регулирования тока для TIG сварки, А	3-400
Диапазон регулирования тока для сварки покрытыми электродами, А	20-250
Сварочные электроды Ø TIG, мм	1,0-4,0
Сварочные электроды покрытые Ø, мм	1,5-6,0
Ток (DC) при 100% ПВ, А (25°C/40 °C)	400/360
ПВ при максимальном токе, % (25°C/40 °C)	100/60
Коэффициент мощности I_{2max}	0,99
Сетевое напряжение, В	380±15%
Степень защиты	IP23
Класс изоляционного материала	F
Вид охлаждения	F
Стандарт	EN 60974-1
Размеры, мм (Д x Ш x В)	1130x450x815

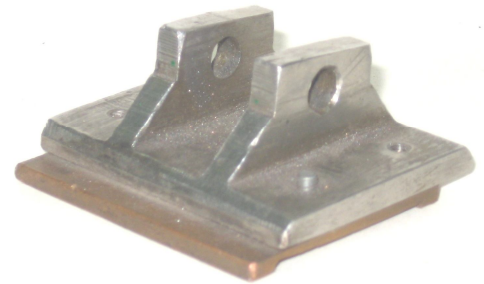
Для обеспечения широкого диапазона сварочных токов и длительной работы без перегрева применялась сварочная горелка ДРГА-400 с водяным охлаждением.

2.2. Сварочная оснастка, применяемый инструмент и измерительная техника

Для закрепления плоских образцов использовалось типовое зажимное приспособление пневмошлангового типа с плоскостным прижатием клавишами свариваемых кромок, применяемое для АрДС стыковых соединений из тонколистовых материалов на большинстве производственных предприятий. Зажатие каждого образца осуществлялось четырьмя клавишами (далее прижимами), внешний вид которых представлен на Рисунке 2.2, б.



а)



б)

Рисунок 2.2. Схема зажатия стальных образцов (а) и вид прижима (б)

Давление прижимов на свариваемый материал составляло 0,6 МПа. В качестве теплоотводящей подкладки использовали медные пластины с канавкой шириной 6 и 8 мм и глубиной 0,5 мм. Расстояние между клавишными зажимами и их форма на сварочной оснастке (см. Рисунок 2.2, б), а также размеры канавки в медной подкладке подбирались в соответствии с рекомендациями ОАО «УМПО» и минимальной шириной обратного валика сварного шва по ГОСТ 14771-76 [141].

Сила тока устанавливалась регулятором на сварочном источнике питания Lorch 400 DC. Измерение напряжения на дуге осуществлялось с помощью цифрового мультиметра M830. Схема закрепления сварного образца показана на Рисунке 2.3.

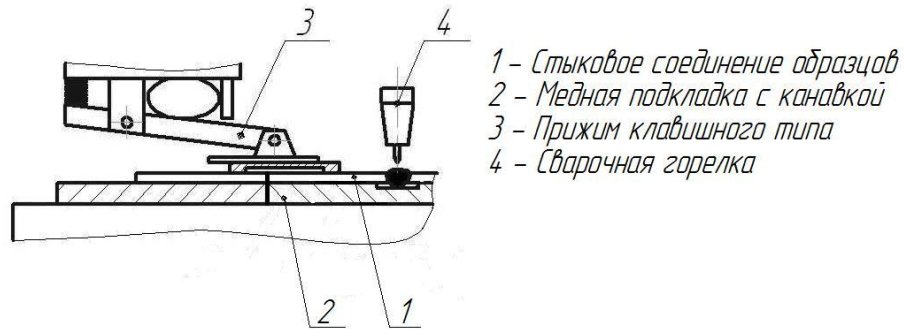


Рисунок 2.3. Схема закрепления образцов при сварке

Установка зазора между концом электрода и сварной пластиной производилась универсальным шаблоном сварщика УШС-3 модели 00314 ТУ 3936-050-00221190-99. Отклонение положений штрихов использованной измерительной шкалы от действительных значений толщины $\pm 0,25$ мм. В ходе проведения экспериментов использовался один и тот же универсальный шаблон сварщика.

Фотографирование образцов осуществлялось с помощью цифровой фотокамеры Canon A560. Высота обратного валика и величина усиления сварного шва определялись индикатором перемещения часового типа НЧ-4. Для измерения температуры при термометрировании использовался прибор TC4S, технические характеристики которого приведены в Таблице 6.

Технические характеристики терморегулятора TC4S

Питание	100...240В (50/60Гц)
Допустимый диапазон напряжения	90-110% от номинального напряжения
Погрешность измерения температуры	Текущее значение $\pm 0,5\%$ или $\pm 0,2^{\circ}\text{C}$ в зависимости от того, что больше
Метод управления	Дискретное регулирование (ВКЛ/ВЫКЛ)
Пределы индикации	0,1...999,9 $^{\circ}\text{C}$
Время измерения	100 мс
Диэлектрическая прочность	2000В переменного тока, 50/60Гц за 1 мин (между входной клеммой и клеммой питания)

2.3. Расходные материалы для экспериментов

В экспериментах в качестве электродов использовались вольфрамовые стержни WL-20 \varnothing 3,0 мм марки FoxWeld ISO6848-2004. Подготовка электродов заключалась в заточке рабочего торца на конус 30° с точностью $\pm 1,5^{\circ}$ без притупления конуса, поскольку в соответствии с работами [5, 6, 52, 67] в максимальная стабильность формы проплавления металла достигалась на углах заточки 30° .

Заточка электродов производилась на токарном станке при помощи специальной оснастки с применением алмазного круга, который устанавливался на шпинделе токарного станка (см. Рисунок 2.4). Оснастка для вращения и закрепления электрода устанавливалась в резцедержатель станка.

Электрод закреплялся в оснастке и подводился к рабочей части абразивного инструмента с помощью органов управления станка.



Рисунок 2.4. Приспособление для заточки электродов

После заточки электрод фотографировался под микроскопом МБС-10 цифровой фотокамерой Canon A560. Рабочая поверхность электрода имела форму конуса, при этом на рабочей поверхности электрода не допускались задиры, трещины и прочие дефекты.

Измерение угла электрода проводилось путем обработки цифровых фотографий в системе КОМПАС 3D (см. Рисунок 2.5). Электроды с отклонением угла свыше $1,5^\circ$ от 30° отбраковывались и перетачивались.

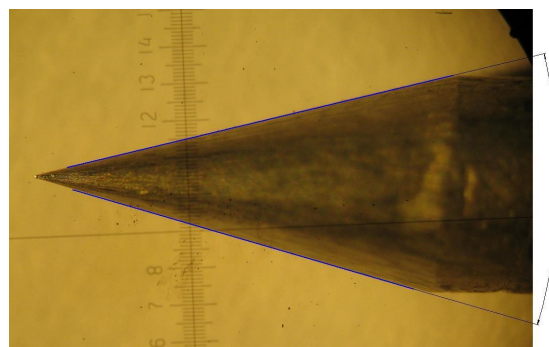


Рисунок 2.5. Схема измерения угла заточки электрода

При АрДС в качестве защитного газа использовался аргон высшего сорта по ГОСТ 10157-79 [140].

В качестве основного материала для АрДС использовали пластины из коррозионно-стойкой стали аустенитного класса 12Х18Н10Т размерами 100·50 мм толщинами 1,5; 2,0 и 3,0 мм в состоянии поставки [142].

2.4. Методика определения диапазонов режимов аргонодуговой сварки стыковых соединений на подкладке

Перед сваркой электрод с заточенной на конус поверхностью устанавливался в цангу горелки ДРГА-400. Вылет электродов из цанги горелки во всех случаях составлял 25 мм. Диаметр сопла горелки составлял 18 мм и вылет кончика электрода из сопла – 5 мм оставались постоянными для всех экспериментов. Расход воды в системе охлаждения горелки составлял 2-3 л/мин. Межэлектродный промежуток был равным 2 и 3 мм. После чего горелка устанавливалась на сварочную головку и выставлялась скорость сварки.

При сварке анодом служила медная подкладка с канавкой глубиной 0,5 мм и шириной 8 мм. Перед сваркой образцы и медная подкладка тщательно зачищались, после чего определялось их среднее значение величины микронеровностей поверхности прибором TR 100. Затем образцы устанавливали в приспособление пневмошлангового типа с расположением стыка по оси канавки в подкладке и включали компрессор, нагнетающий воздух в пневмосистему, осуществляющую поджатие прижимов. После этого регулятором перемещения сварочной головки выставлялся межэлектродный промежуток $l_{мп}$ и расход защитного газа. Далее сварные образцы обезжировались и производилась сварка.

Для каждой толщины материала по справочным материалам было выбрано 4 значения силы тока (см. Таблицу 7). Для каждой величины силы тока подбирались несколько скоростей, в диапазоне между которыми

находилась допустимая величина ширины обратного валика (см. Таблицу 8).
На каждом режиме было выполнено по 3 идентичные сварочные операции.

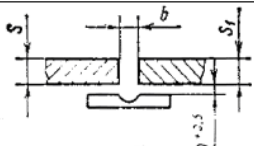
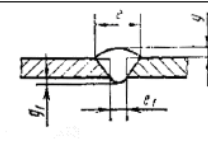
Таблица 7.

Экспериментальные исследованные диапазоны режимов сварки

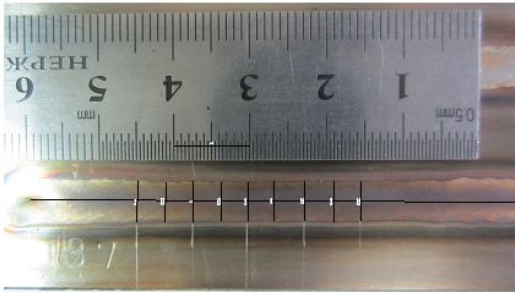
Толщина металла, мм	Сила тока $I_{св}$, А	Диапазон скоростей сварки $V_{св}$, м/ч	Расход аргона, л/мин
1,5	90	12-21	5-7
	105	15-24	
	115	18-27	
	125	21-30	
2,0	90	10-12	5-7
	115	10-18	
	140	16-25	
	160	18-26	
3,0	170	10-16	7-9
	190	12-18	
	210	14-20	
	225	18-25	

В качестве недопустимых дефектов принимались прожоги и подрезы, глубина которых превышала 10% от толщины свариваемого образца.

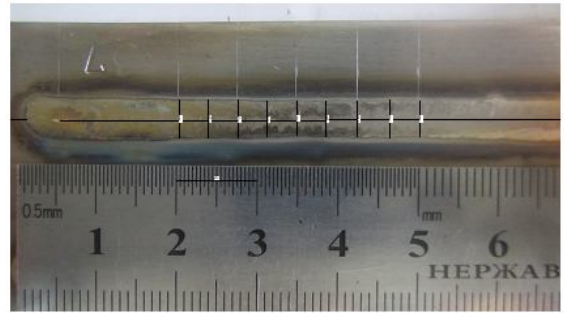
Параметры геометрии сварного шва, выполненного АрДС без присадочной проволоки по ГОСТ 14771-76 [141]

Условное обозначение сварного соединения	Конструктивные элементы		$s = s_1$	b		e , не более	e_1		ξ		ξ_1		
	подготовленных кромок свариваемых деталей	шва сварного соединения		Номин.	Пред. откл.		Номин.	Пред. откл.	Номин.	Пред. откл.	Номин.	Пред. откл.	
С4			0,5 - 0,9	0	+ 0,1	6,0	2,0	± 1,0	0	± 0,1	0	+ 0,2	
			1,0 - 1,5		+ 0,2	7,0					+ 0,2 - 0,3		+ 0,5
			1,6 - 2,2		+ 0,3	8,0	4,0	± 2,0			+ 0,2 - 0,5		
			2,5 - 4,0			9,0					+ 0,3 - 1,0		+ 1,0

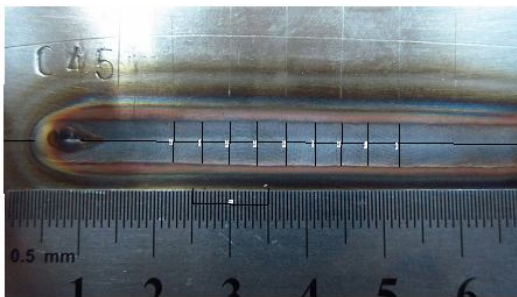
Размеры сварных швов измерялись по фотографиям в программе КОМПАС 3D по 9 точкам с интервалом 4 мм. Количество измерений определено оценкой параметров сварного шва ориентируясь на их экспериментальную точность в пределах 3-5%. Лицевая сторона сварного шва представлена на Рисунке 2.6 (а, в и д), а обратная поверхность шва – на Рисунке 2.6 (б, г и е).



а) Режим сварки: $I_{св}=105A$,
 $V_{св}=15M/ч$, $l_{МП}=3$ мм



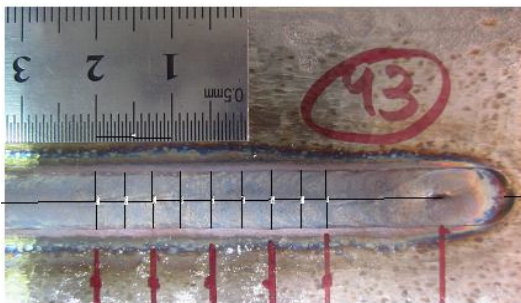
б) Режим сварки: $I_{св}=105A$,
 $V_{св}=15M/ч$, $l_{МП}=3$ мм



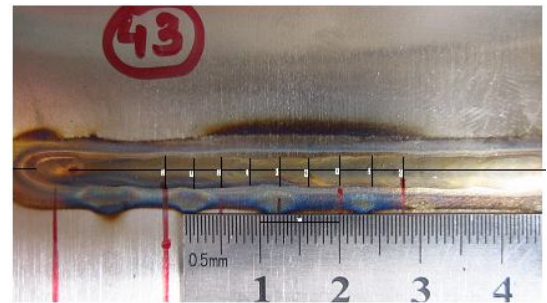
в) Режим сварки: $I_{св}=115A$,
 $V_{св}=15M/ч$, $l_{МП}=3$ мм



г) Режим сварки: $I_{св}=115A$,
 $V_{св}=15M/ч$, $l_{МП}=3$ мм



д) Режим сварки: $I_{св}=210A$,
 $V_{св}=18M/ч$, $l_{МП}=3$ мм

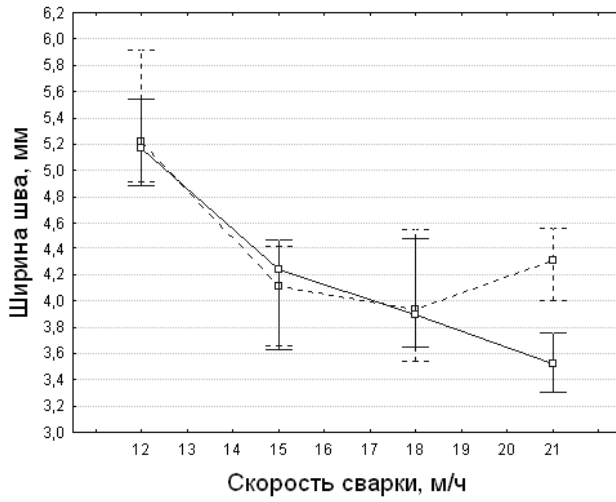


е) Режим сварки: $I_{св}=210A$,
 $V_{св}=18M/ч$, $l_{МП}=3$ мм

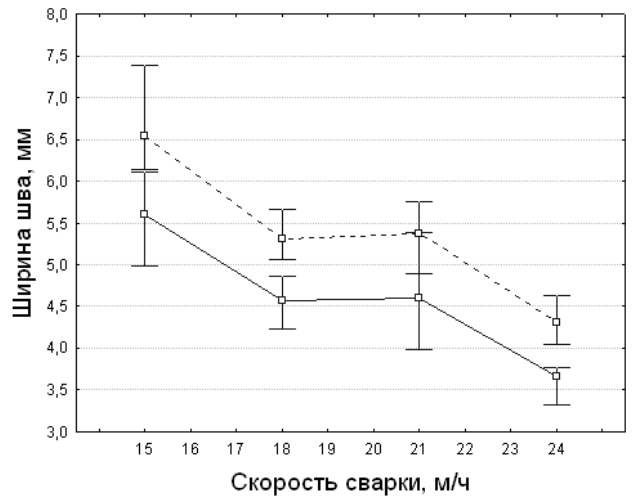
Рисунок 2.6. Определение размеров ширины шва и ширины обратного валика для образцов толщинами: 1,5 мм (а, б) ; 2,0 мм (в, г) и 3,0 мм (д, е)

Измеренные значения параметров сварного шва обрабатывались в программе STATISTICA [80]. В качестве среднего положения выборки использовалась медиана с квантилями 25% (Q25) и 75% (Q75). Доверительный

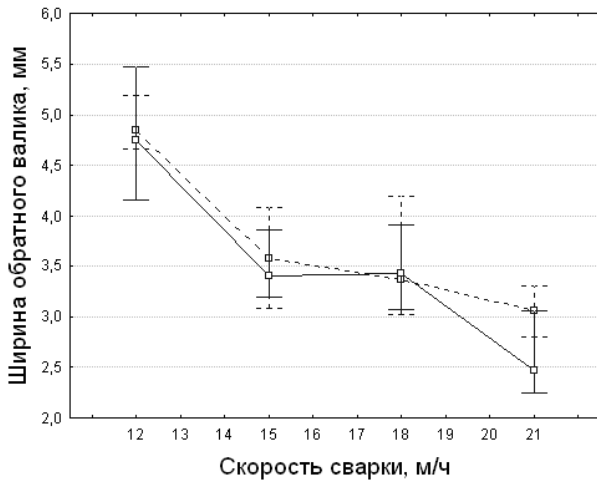
интервал экспериментальных данных – 0,95. Зависимости параметров сварных швов от скорости сварки представлены на Рисунках 2.7- 2.12. Сплошными линиями показаны режимы сварки при длине межэлектродного промежутка $l_{мп}=3$ мм, пунктирными – 2 мм.



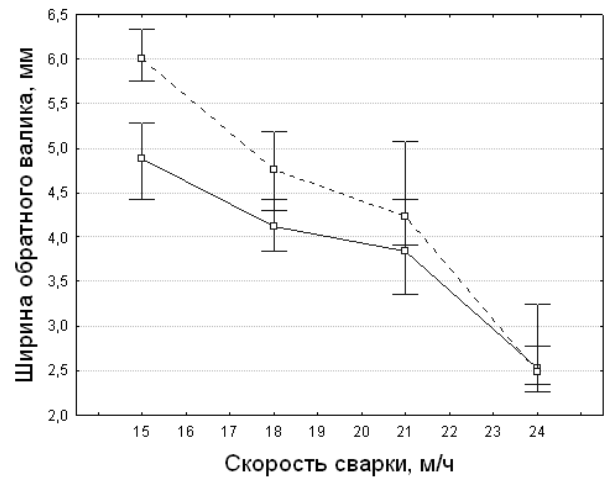
а)



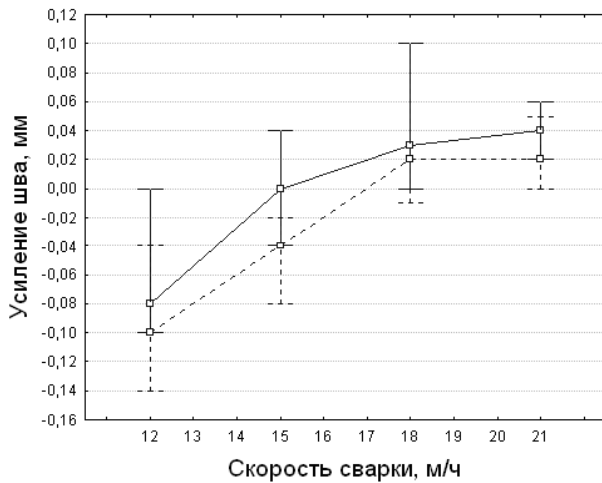
б)



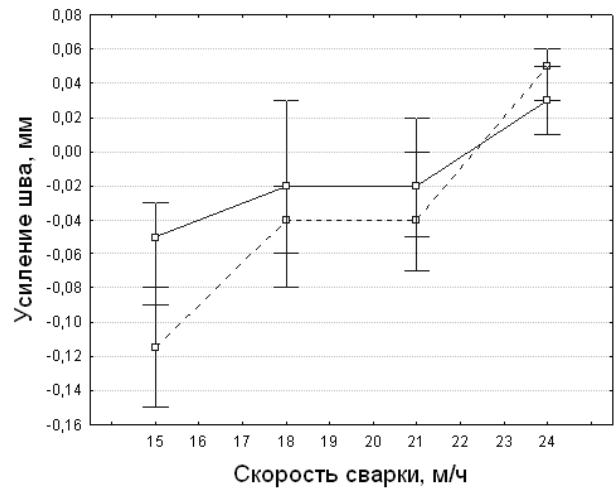
в)



г)

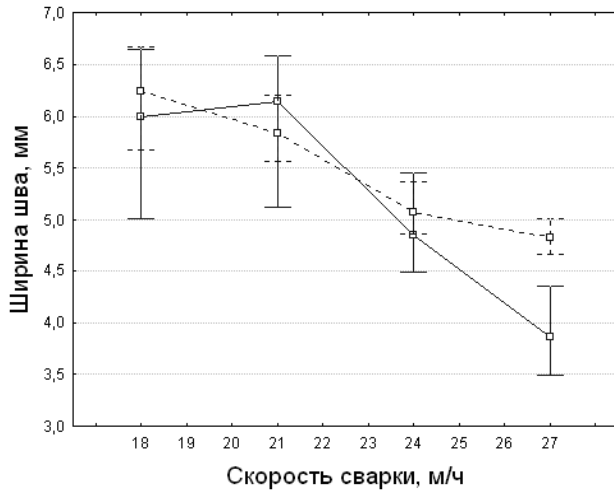


д)

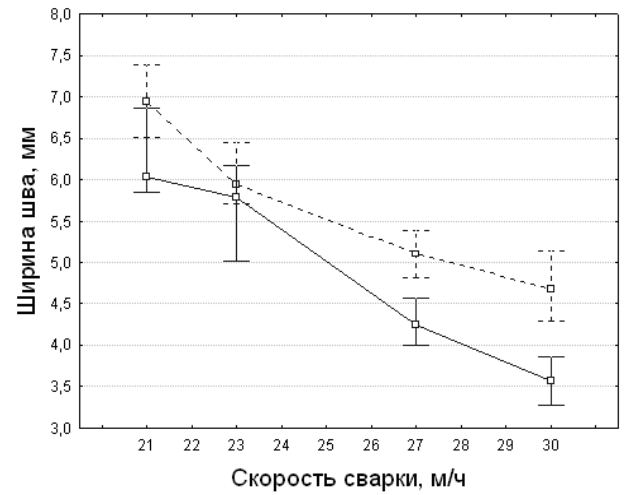


е)

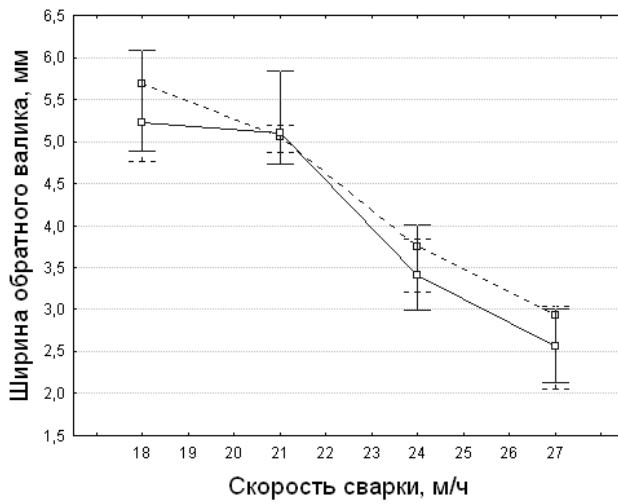
Рисунок 2.7. Зависимость параметров сварного шва от скорости сварки для толщины металла 1,5 мм и силы тока 90А (а, в, д) и 105А (б, г, е)



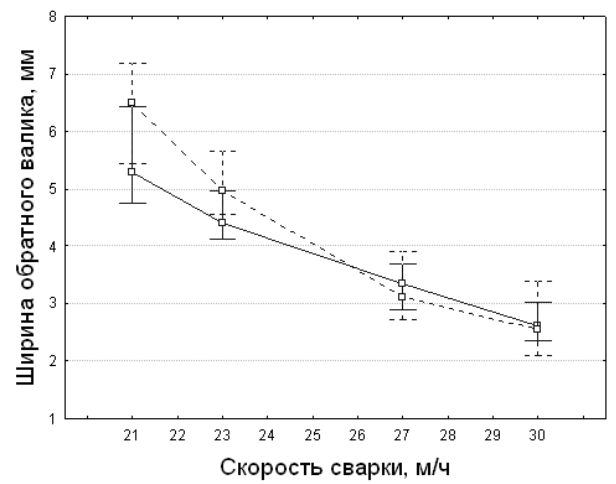
а)



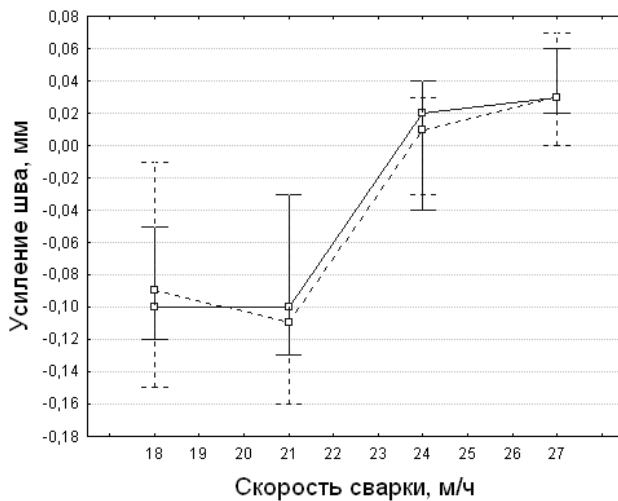
б)



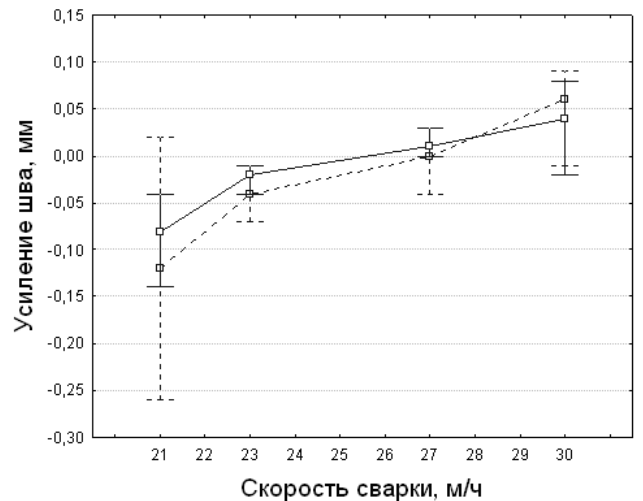
в)



г)

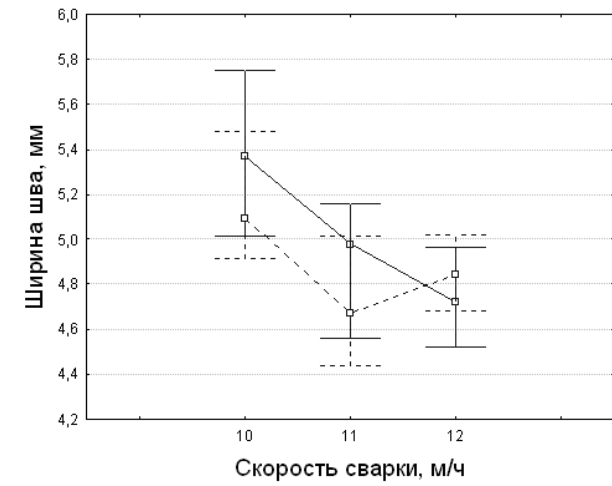


д)

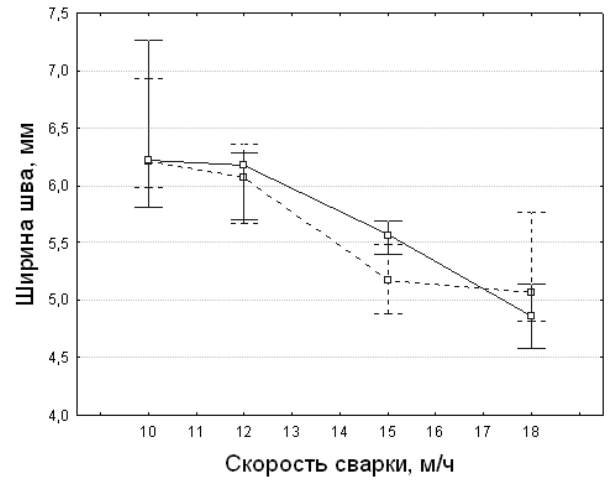


е)

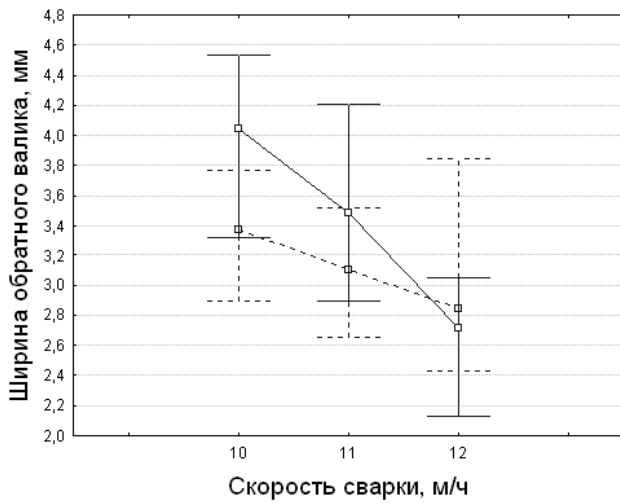
Рисунок 2.8. Зависимость параметров сварного шва от скорости сварки для толщины металла 1,5 мм и силы тока 115А (а, в, д) и 125А (б, г, е)



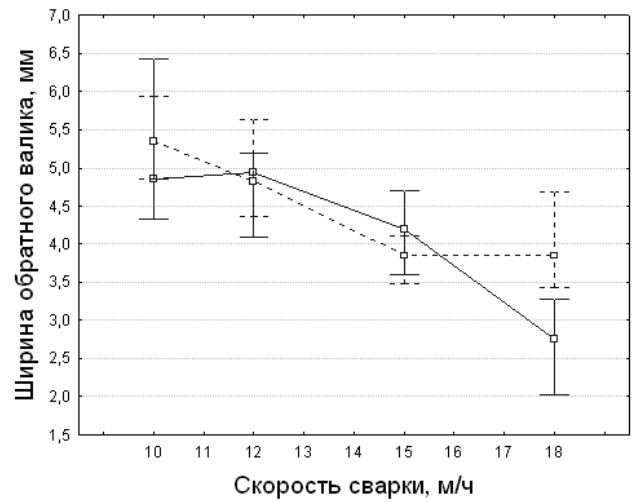
а)



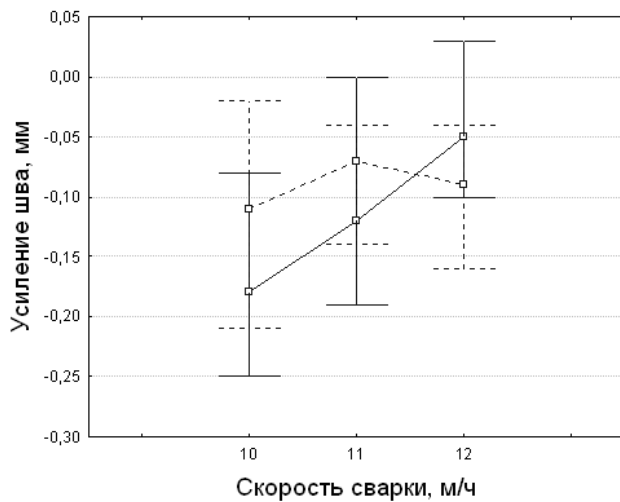
б)



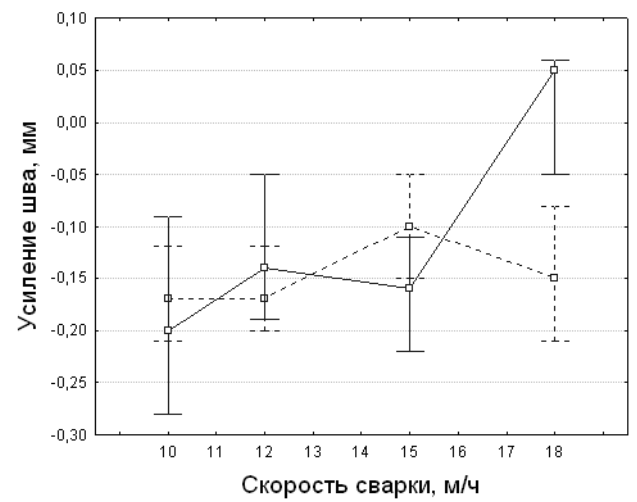
в)



г)

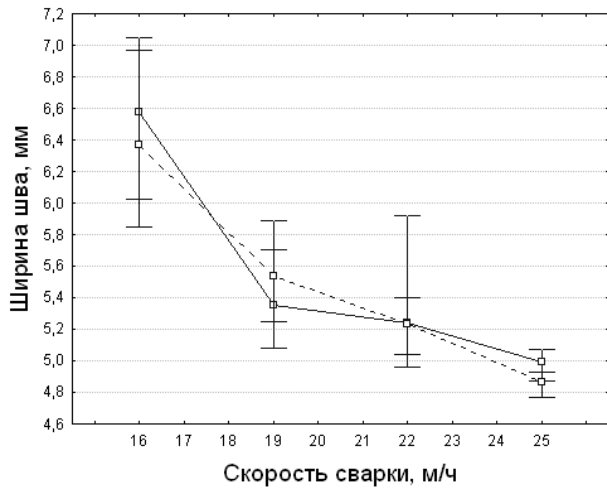


д)

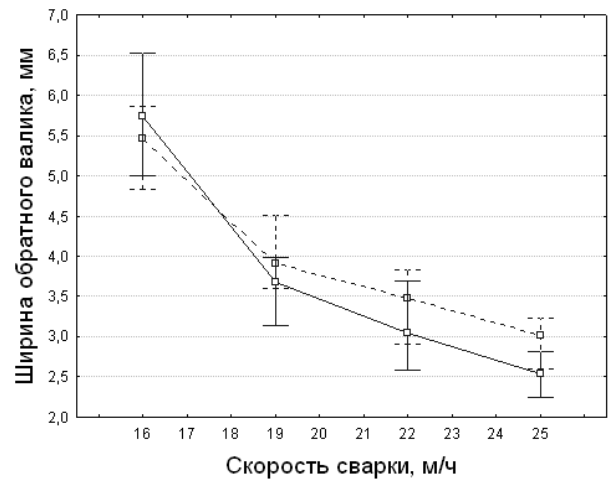


е)

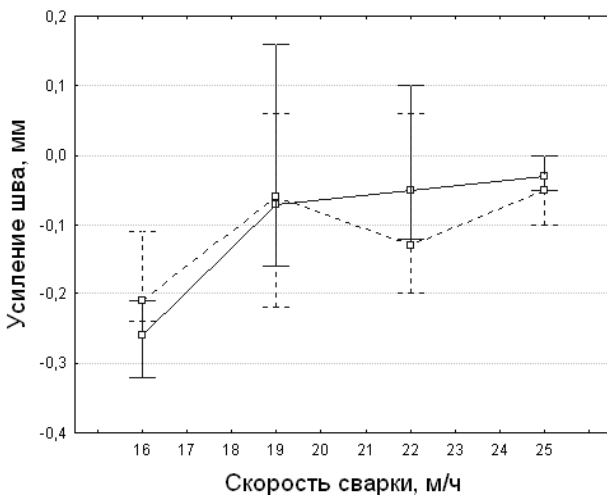
Рисунок 2.9. Зависимость параметров сварного шва от скорости сварки для толщины металла 2,0 мм и силы тока 90А (а, в, д) и 115А (б, г, е)



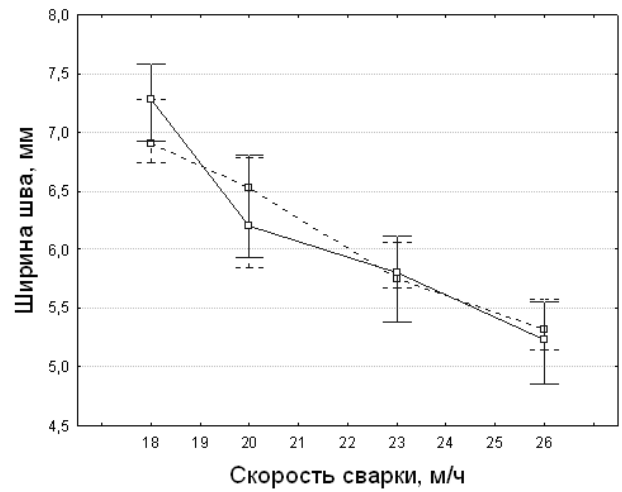
а)



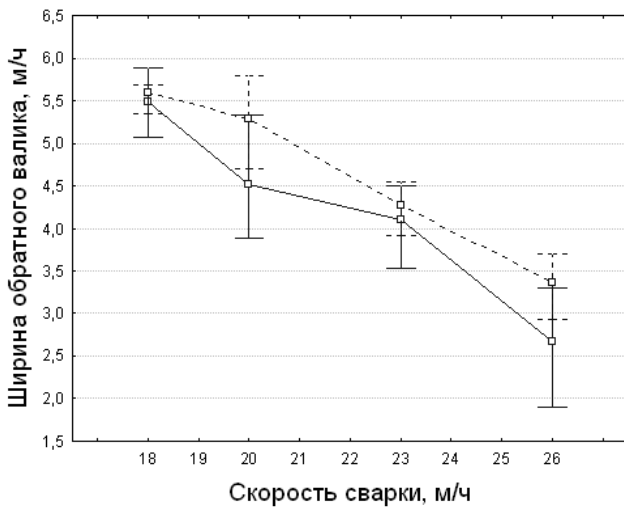
б)



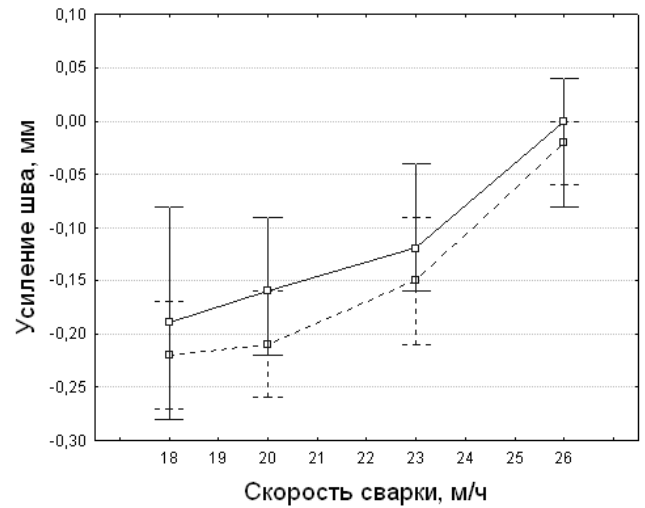
в)



г)

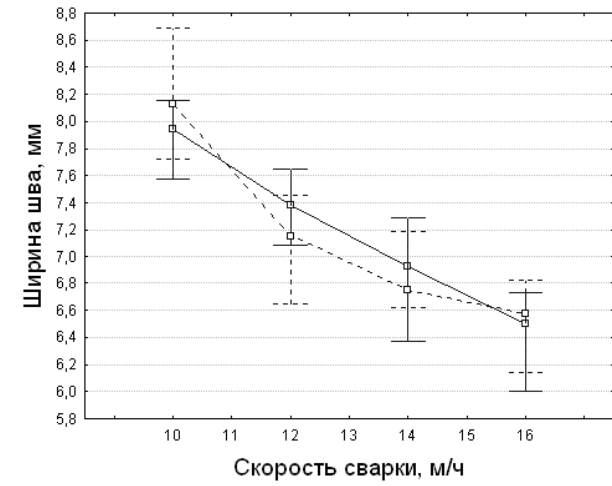


д)

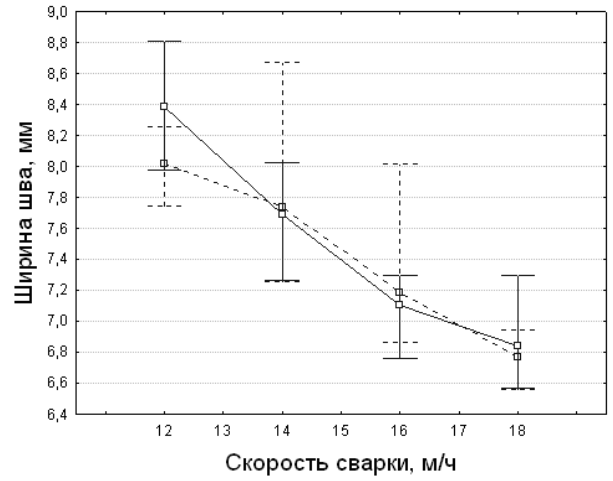


е)

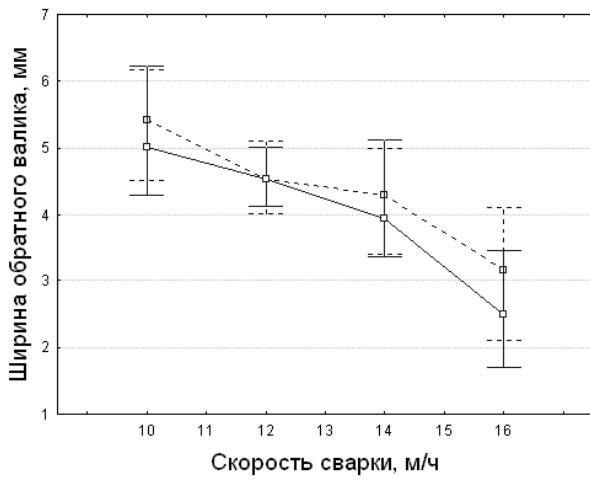
Рисунок 2.10. Зависимость параметров сварного шва от скорости сварки для толщины металла 2,0 мм и силы тока 140А (а, в, д) и 160А (б, г, е)



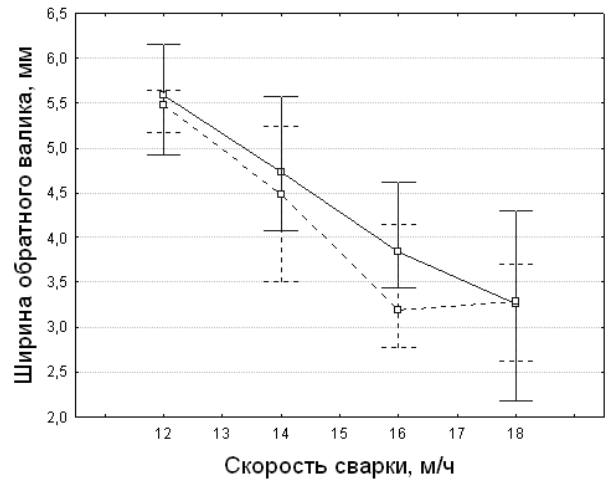
а)



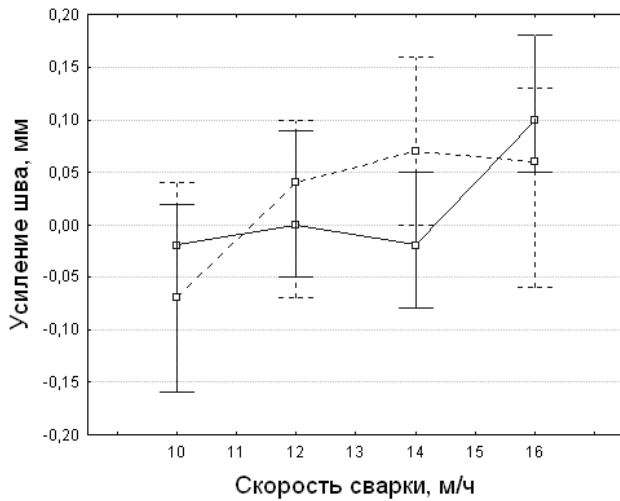
б)



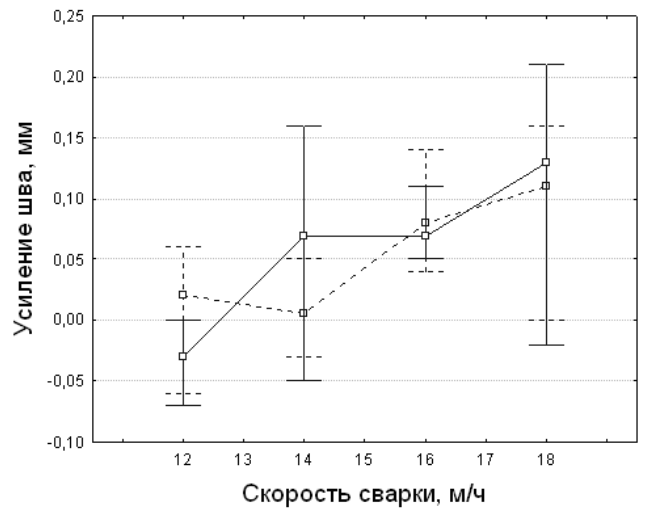
в)



г)

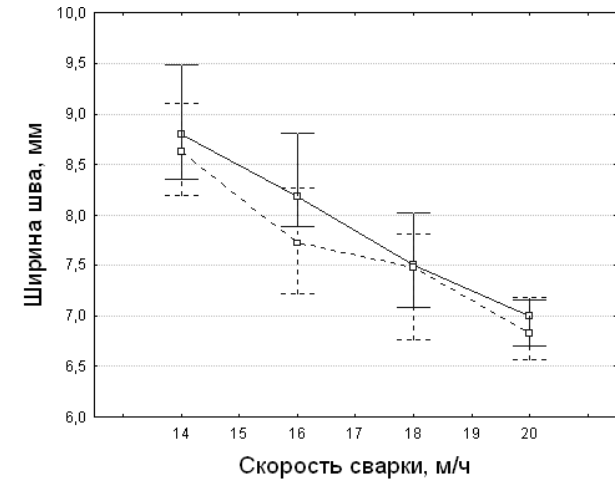


д)

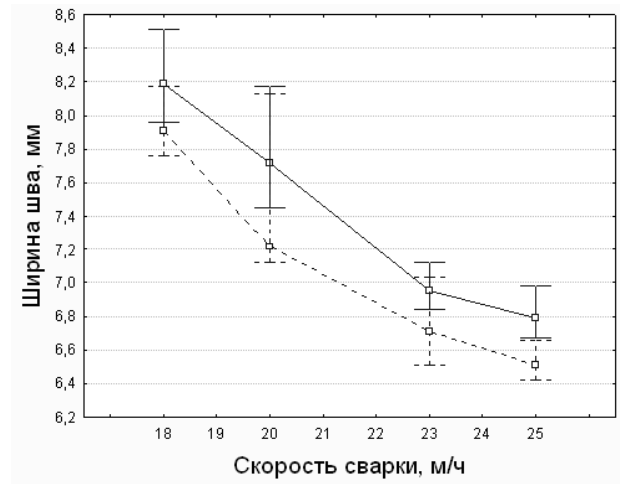


е)

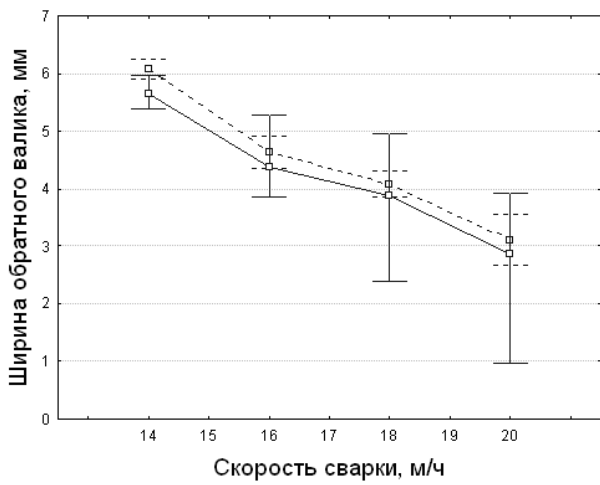
Рисунок 2.11. Зависимость параметров сварного шва от скорости сварки для толщины металла 3,0 мм и силы тока 170А (а, в, д) и 190А (б, г, е)



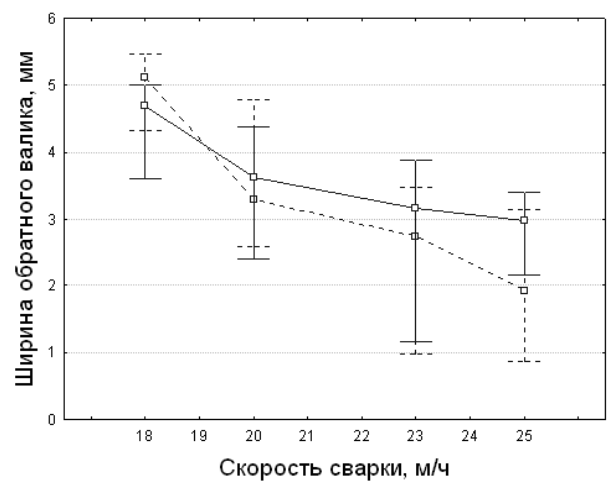
а)



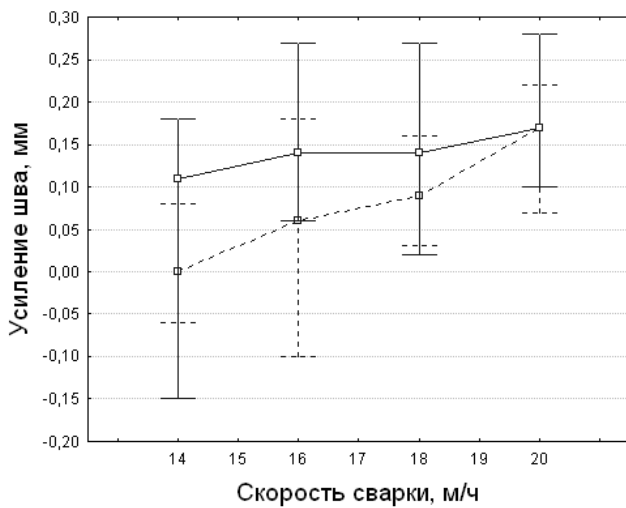
б)



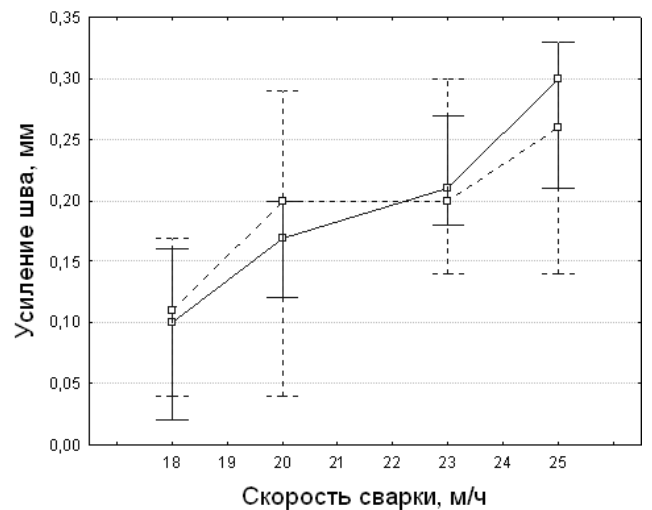
в)



г)



д)



е)

Рисунок 2.12. Зависимость параметров сварного шва от скорости сварки для толщины металла 3,0 мм и силы тока 210А (а, в, д) и 225А (б, г, е)

2.5. Обработка экспериментальных данных

В результате проведенных экспериментов было обнаружено, что зависимость ширины обратного валика шва от погонной энергии сварки имеет приблизительно линейный характер. Используя линейную аппроксимацию в среде пакета MathCad [49] по методу наименьших квадратов, получили графики, иллюстрирующие эту зависимость (см. Рисунок 2.13).

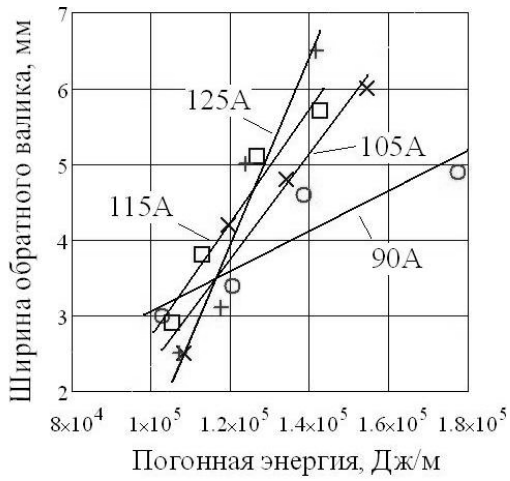
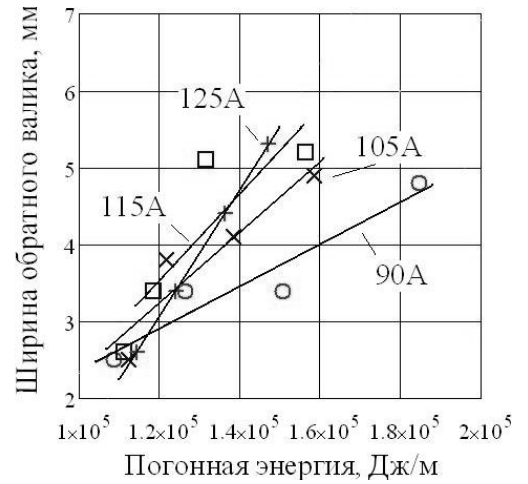
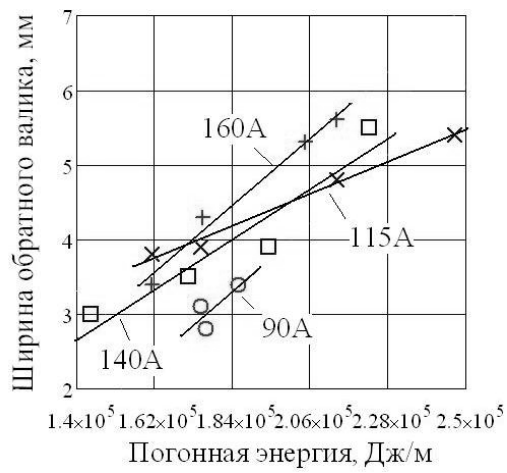
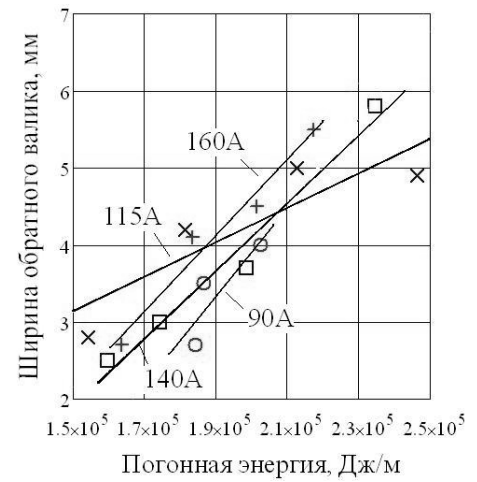
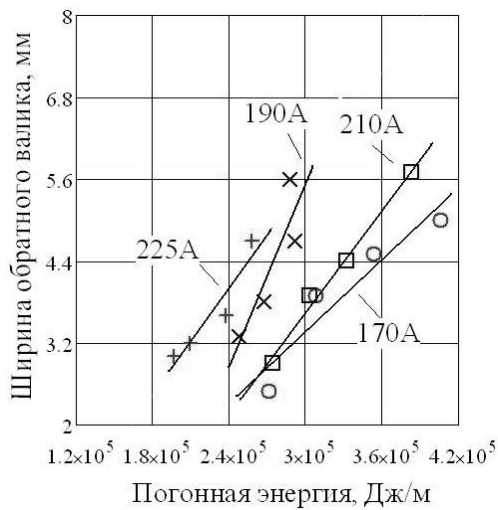
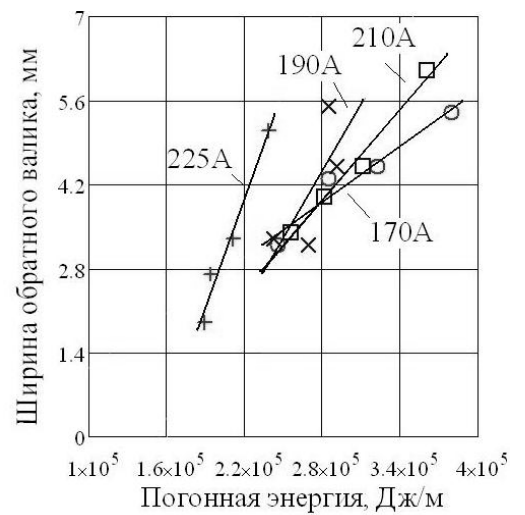
а) $l_{\text{МП}}=2$ ммб) $l_{\text{МП}}=3$ ммв) $l_{\text{МП}}=2$ ммг) $l_{\text{МП}}=3$ ммд) $l_{\text{МП}}=2$ мме) $l_{\text{МП}}=3$ мм

Рисунок 2.13. Зависимость ширины обратного валика от погонной энергии при сварке для толщины металла 1,5 мм (а, б); 2,0 мм (в, г) и 3,0 мм (д, е)

Результирующие формулы для вычисления ширины обратного валика шва в зависимости от введенной погонной энергии представлены в Таблице 9.

Таблица 9.

Определение ширины обратного валика шва с помощью кусочно-линейной аппроксимации результатов экспериментов

Толщина металла, мм	Сила тока $I_{св}$, А	Диапазон скоростей сварки $V_{св}$, м/ч	Ширина обратного валика (q_n , Дж/м), e_{11} , мм	
			$l_{МП}=2$ мм	$l_{МП}=3$ мм
1,5	90	12-21	$e_{11}=0,397+2,656 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-0,398+2,752 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
	105	15-24	$e_{11}=-4,674+7,013 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-2,272+4,594 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
	115	18-27	$e_{11}=-4,765+7,5 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-3,22+5,633 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
	125	21-30	$e_{11}=-10,781+1,228 \cdot 10^{-4} \cdot q_n$	$e_{11}=-6,826+8,248 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
2,0	90	10-12	$e_{11}=-4,354+4,162 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-7,559+5,735 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
	115	10-18	$e_{11}=-0,57+1,96 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-0,241+2,248 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
	140	16-25	$e_{11}=-1,646+3,069 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-4,651+4,381 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
	160	18-26	$e_{11}=-3,015+4,061 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-5,237+4,930 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
3,0	170	10-16	$e_{11}=-0,396+1,54 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-1,915+1,76 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
	190	12-18	$e_{11}=-5,894+3,684 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-7,822+4,451 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
	210	14-20	$e_{11}=-3,177+2,538 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-3,829+2,491 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$
	225	18-25	$e_{11}=-9,343+6,044 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$	$e_{11}=-2,274+2,618 \cdot 10^{-5} \cdot q_n$

Величина e_{11} зависит от условий контакта стального образца и ширины канавки в медной подкладке. Для учета степени влияния каждого из этих параметров на ширину обратного валика был введен поправочный коэффициент (см. п. 3.8).

2.6. Определение эффективного КПД нагрева

Определение эффективного КПД сварочной дуги осуществлялось с помощью метода калориметрирования в емкости с водой. В емкость наливалась жидкость объемом 100 мл, который определялся с помощью измерительной мензурки с ценой деления 1 мл. После чего производилось измерение температуры отстоявшейся жидкости.

Сварку проводили на теплоизолированной подставке без прижимов на всех режимах сварки, обеспечивающих получение сварного шва по ГОСТ 14771-76 [141] (см. п. 2.4, Таблица 7). После сварки образец помещался в емкость с водой и производилось повторное измерение температуры, до которой нагрелась вода. На каждом режиме сварки проведено 3 - 6 повторов. Эффективный КПД сварочной дуги определяли по формуле [18]:

$$\eta_u = \frac{cm \Delta T}{UIt_{св}}, \quad (2.1)$$

где c - удельная теплоемкость воды, Дж/(кг·К);

m - масса воды, кг;

ΔT - разность между измеренными значениями температуры воды до и после сварки, °С.

Графики зависимости эффективного КПД сварочной дуги от скорости сварки представлены на Рисунках 2.14 и 2.15. Измеренные значения эффективного КПД обрабатывались в программе STATISTICA. В качестве среднего положения выборки использовалась медиана с квантилями 25% (Q25) и 75% (Q75). Доверительный интервал экспериментальных данных – 0,95. Сплошными линиями показаны режимы сварки при длине межэлектродного промежутка $l_{мп}=3$ мм, пунктирными – 2 мм.

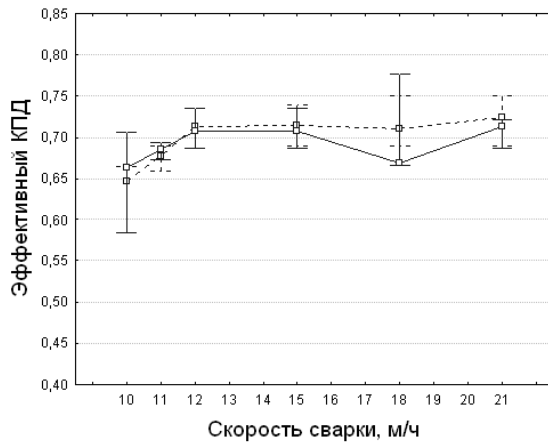
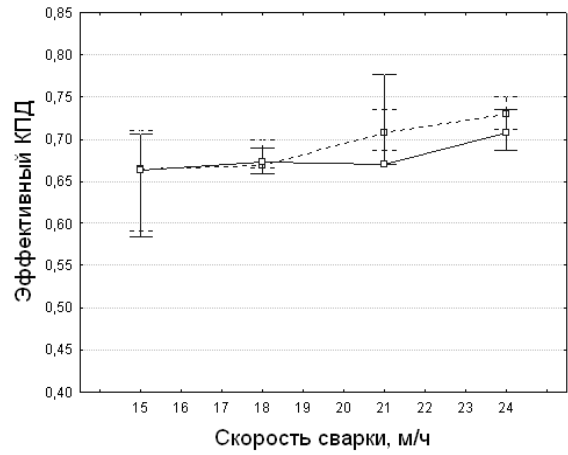
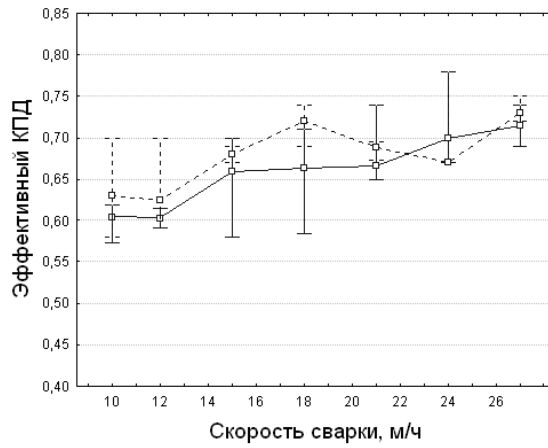
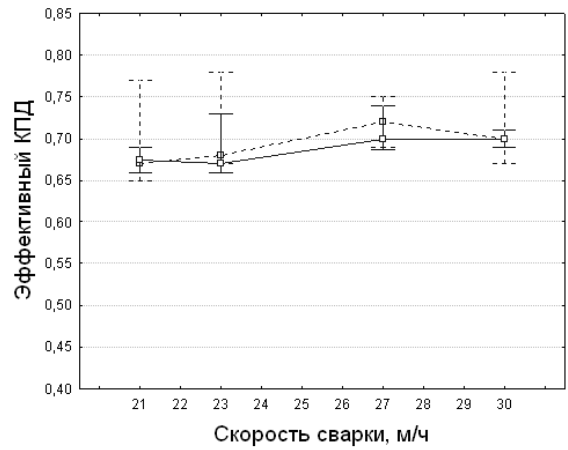
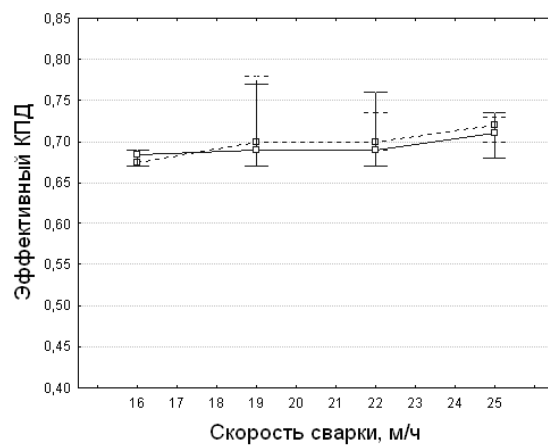
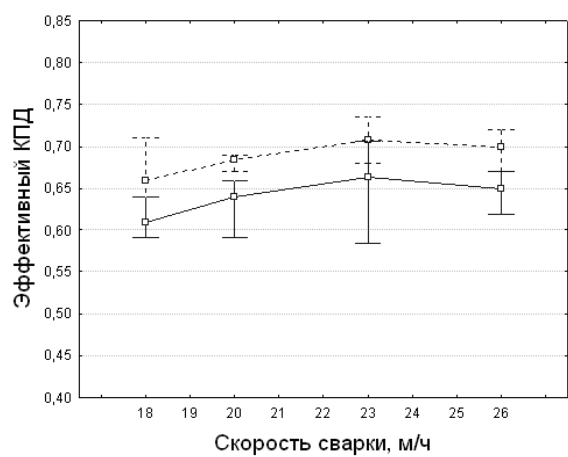
а) $I_{CB}=90A$ б) $I_{CB}=105A$ в) $I_{CB}=115A$ г) $I_{CB}=125A$ д) $I_{CB}=140A$ е) $I_{CB}=160A$

Рисунок 2.14. Зависимость эффективного КПД сварочной дуги от скорости сварки для токов $I_{CB}=90A$; $105A$; $115A$; $125A$; $140A$ и $160A$

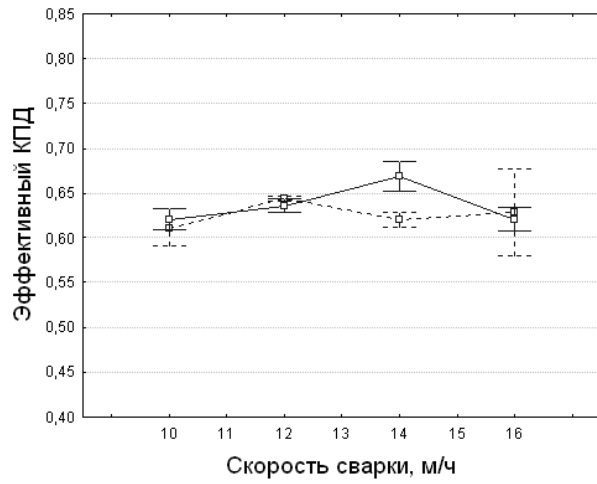
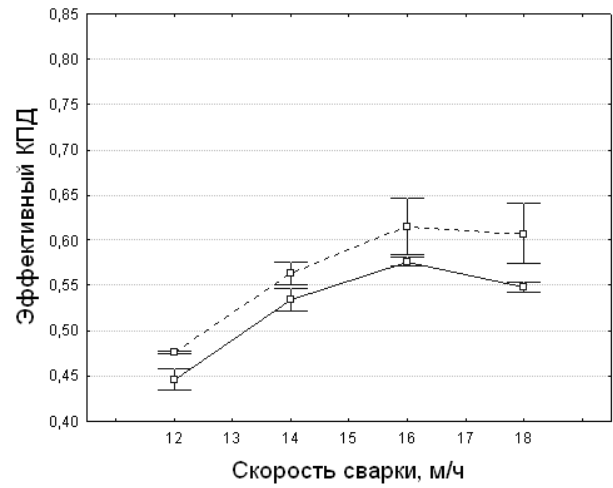
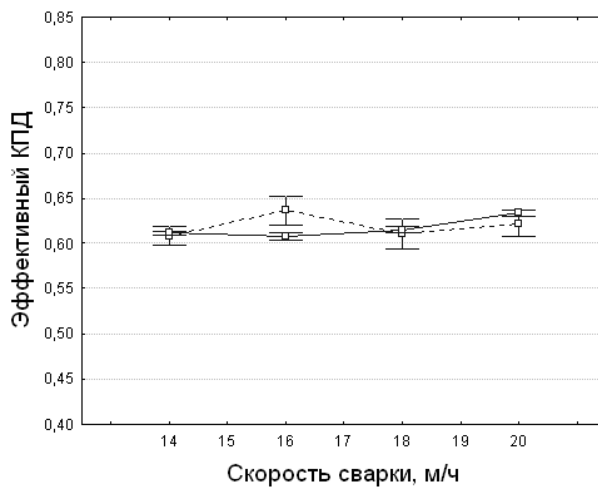
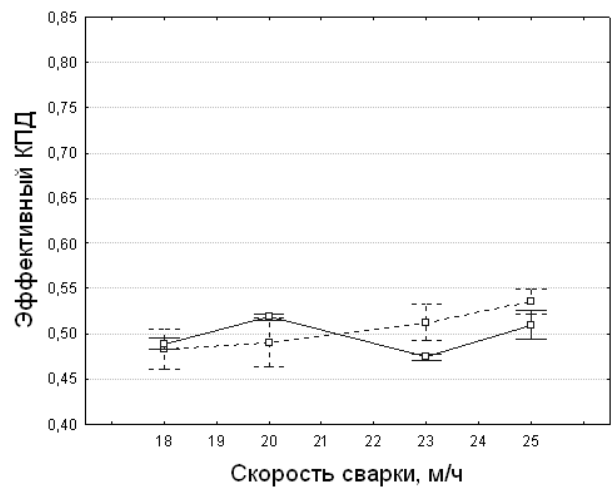
ж) $I_{св}=170А$ з) $I_{св}=190А$ и) $I_{св}=210А$ к) $I_{св}=225А$

Рисунок 2.15. Зависимость эффективного КПД сварочной дуги от скорости сварки для токов $I_{св}=170А$; $190А$; $210А$ и $225А$

Результаты статистической обработки измеренных параметров сварных швов послужили исходными данными для выбора величины экспериментальных коэффициентов численной модели теплопередачи при АрДС на медной подкладке.

2.7. Оценка влияния расположения прижимов от оси сварного шва на ширину шва стыковых соединений

В ходе исследований по определению влияния расположения прижимов относительно оси шва проводили сварку на фиксированных режимах и изменяли расстояние от оси шва до места приложения давления прижимами. Образцы для АрДС и устанавливали в приспособление пневмошлангового типа с расположением стыка по оси канавки в подкладке и включали компрессор, нагнетающий воздух в пневмосистему, осуществляющую поджатие прижимов.

После закрепления образцов на стенд устанавливалась горелка с электродом, ходовым винтом регулировался межэлектродный промежуток 3 мм и образцы обезжиривались. Далее выставлялась скорость перемещения горелки и производилась сварка при фиксированном токе 115А на толщине материала 2,0 мм. Расстояние от оси шва до места приложения прижима составляло $a=6$ и 8 мм. Сварка проводилась на нескольких значениях скоростей, обеспечивающих получение сварного шва с размерами по ГОСТ 14771-76 [141] для заданной величины силы тока. На каждом режиме было выполнено по 3 идентичные сварочные операции.

Измеренные значения параметров сварного шва обрабатывались статистически в программе STATISTICA. В качестве среднего положения выборки использовалась медиана с квантилями 25% (Q25) и 75% (Q75). Доверительный интервал экспериментальных данных – 0,95. Размеры сварных швов измерялись в программе КОМПАС 3D по той же схеме, что и в п. 2.4.

Зависимости параметра сварного шва от скорости сварки представлены на Рисунке 2.16.

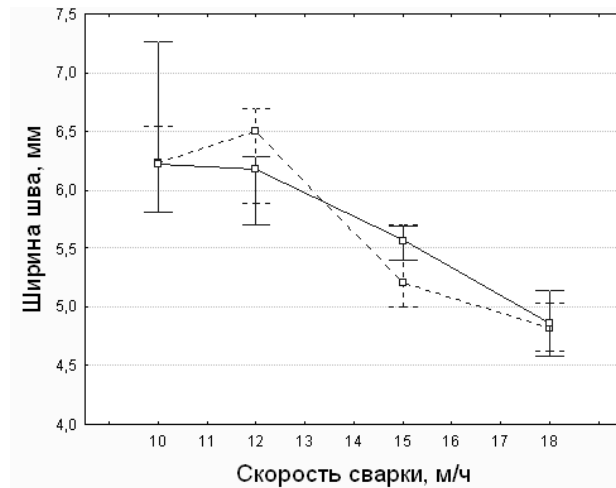


Рисунок 2.16. Зависимость ширины шва от скорости сварки для прижимов, расположенных от оси шва на расстоянии $a=6$ мм (пунктирная линия) и 8 мм (основная)

Из анализа Рисунка 2.16 видно, что расположение прижимов сварочной оснастки (на расстоянии от 6 мм и более от оси сварного шва до места контакта прижима и пластины) практически не влияет на ширину сварного шва при сварке тонколистовых коррозионно-стойких сталей аустенитного класса в исследуемых диапазонах варьируемых параметров сварки.

2.8. Оценка влияния ширины канавки в медной подкладке на ширину обратного валика

Для определения влияния ширины канавки в медной подкладке проводили сварку на образцах толщиной 2,0 мм при фиксированном значении тока 115 А. Анодом служила медная подкладка с канавкой глубиной 0,5 мм и шириной 6 и 8 мм. Расстояние от оси шва до места приложения прижима составляло 8 мм.

После закрепления образцов на стенд устанавливалась горелка с электродом, ходовым винтом регулировался межэлектродный промежуток 3 мм и образцы обезжиривались. Сварка проводилась на нескольких значениях скоростей, обеспечивающих получение сварного шва с размерами по ГОСТ

14771-76 [141] для заданной величины силы тока. На каждом режиме было выполнено по 3 идентичные сварочные операции.

Измеренные значения параметров сварного шва обрабатывались статистически в программе STATISTICA. В качестве среднего положения выборки использовалась медиана с квантилями 25% (Q25) и 75% (Q75). Доверительный интервал экспериментальных данных – 0,95. Ширина обратного валика определялась при обработке фотографий в программе КОМПАС 3D (см. п. 2.4). На Рисунке 2.17 показан график зависимости ширины обратного валика от скорости сварки для различных значений ширины канавки в подкладке.

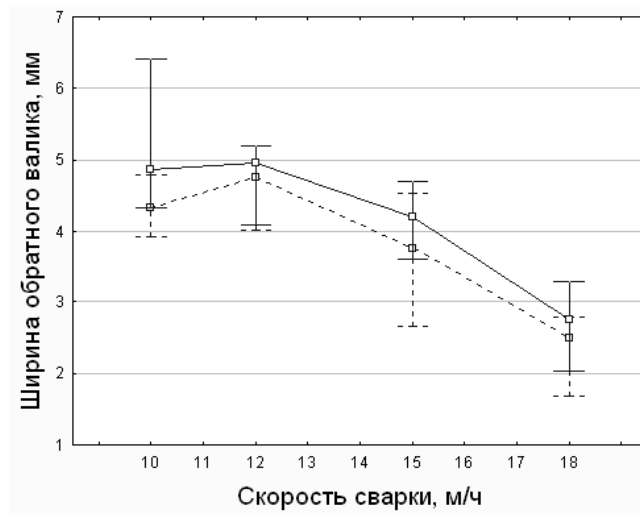


Рисунок 2.17. Зависимость ширины обратного валика от скорости сварки для канавки шириной 8 мм (сплошная линия) и 6 мм (пунктирная линия)

Из анализа Рисунка 2.17 следует, что ширина медной подкладки существенно влияет на ширину обратного валика за счет теплоотдачи с большей площади контакта стальной и медной пластин. При этом ширина обратного валика при сварке на подкладке с канавкой шириной 6 мм меньше в среднем на 5-8%, чем при сварке на подкладке с канавкой шириной 8 мм.

2.9. Оценка влияния шероховатости стального образца на ширину обратного валика

Для исследования влияния шероховатостей стального образца и медной подкладки на геометрию сварного шва, их тщательно зачищали наждачной бумагой перед сваркой. После чего измеряли среднюю величину микронеровностей контактируемых поверхностей прибором TR 100.

После закрепления образцов на стенд устанавливалась горелка с электродом, ходовым винтом регулировался межэлектродный промежуток 3 мм и образцы обезжиривались. Сварку проводили на стальных образцах толщиной 2 мм при фиксированном значении тока 115 А на крайних скоростях диапазона исследуемых режимов сварки (см. п. 2.4, Таблица 7). На каждом режиме было выполнено по 3 идентичные сварочные операции.

Измеренные значения параметров сварного шва обрабатывались статистически в программе STATISTICA. В качестве среднего положения выборки использовалась медиана с квантилями 25% (Q25) и 75% (Q75). Доверительный интервал экспериментальных данных – 0,95. Размеры сварных швов измерялись в программе КОМПАС 3D. На Рисунке 2.18 показана зависимость ширины обратного валика от высоты микронеровностей шероховатости стального образца.

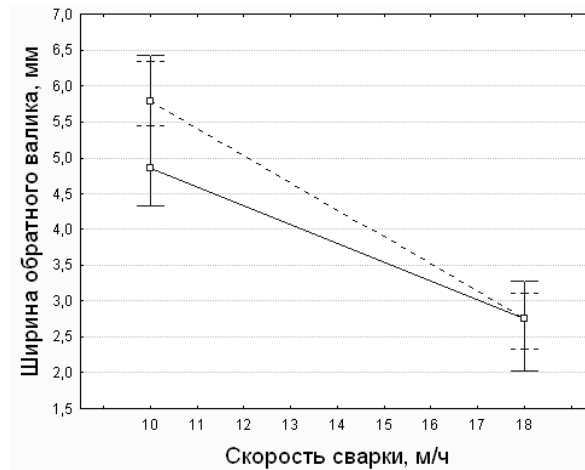


Рисунок 2.18. Зависимость ширины обратного валика от скорости сварки при сварке на медной подкладке с шероховатостью стального образца $Ra \approx 0,63$ мкм (сплошная линия) и $Ra \approx 1,25$ мкм (пунктирная линия)

Анализ Рисунка 2.18 показывает, что с ростом размеров микронеровностей шероховатости стального образца с $Ra \approx 0,63$ мкм до 1,25 мкм наблюдается увеличение ширины обратного валика на 16,2 % при максимальной введенной погонной энергии для заданного значения силы тока, и по мере уменьшения погонной энергии влияние шероховатости на ширину обратного валика снижается. При погонной энергии $q_{п}=154$ кДж/м в исследуемых диапазонах варьирования режимов сварки размеры микронеровностей шероховатости стального образца практически не оказывают влияние на величину обратного валика, что связано, прежде всего, с тем, что величины теплоотдачи в медную подкладку примерно равны, в отличие от режима сварки с $q_{п}=246$ кДж/м, где теплоотдача для случая с шероховатостью $Ra \approx 0,63$ более существенна.

2.10. Выводы главы 2

1. Определены диапазоны режимов автоматической АрДС сварных швов стыковых соединений из тонколистовой коррозионно-стойкой стали на

медной подкладке, обеспечивающие формирования сварного шва с размерами, соответствующими ГОСТ 14771-76 «Дуговая сварка в защитных газах. Соединения сварные. Основные типы, конструктивные элементы и размеры». Для толщины листов $\delta=1,5$ мм они составили - $I_{св}=90-125$ А при $V_{св}=12-30$ м/ч; $\delta=2,0$ мм - $I_{св}=90-160$ А при $V_{св}=10-26$ м/ч; $\delta=3,0$ мм - $I_{св}=170-225$ А при $V_{св}=10-25$ м/ч.

2. Получены количественные взаимосвязи параметров режима автоматической АрДС сварных швов стыковых соединений на медной подкладке с шириной сварного шва на лицевой и обратной стороне при сварке тонколистовой коррозионно-стойкой стали аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3,0 мм.

3. Экспериментально подтверждено, что расположение прижимов сварочной оснастки на расстоянии 6 мм и более от оси сварного шва до места контакта прижима и сварной пластины практически не влияет на ширину сварного шва при автоматической АрДС без присадочной проволоки тонколистовых коррозионно-стойких сталей аустенитного класса в исследуемых областях варьирования параметров режима сварки.

4. С ростом размеров микронеровностей шероховатости стального образца с $Ra \approx 0,63$ мкм до 1,25 мкм наблюдается увеличение ширины обратного валика на 10,4 - 16,2 % для скоростей сварки 10 – 16 м/ч соответственно, при этом при дальнейшем увеличении скорости разница между величинами ширины обратного валика снижается и при скоростях 26-30 м/ч не превышает погрешности эксперимента.

5. Экспериментально установлено, что при автоматической АрДС тонколистовой коррозионно-стойкой стали аустенитного класса на медной подкладке ширина обратного валика при сварке на подкладке с канавкой шириной 6 мм меньше в среднем на 5-8%, чем при сварке на подкладке с канавкой шириной 8 мм.

Глава 3. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ГЕОМЕТРИИ СТЫКОВОГО ШВА ПРИ АРГОДУГОВОЙ СВАРКЕ ТОНКОЛИСТОВЫХ КОРРОЗИОННО-СТОЙКИХ СТАЛЕЙ НА МЕДНОЙ ПОДКЛАДКЕ

В третьей главе приведены результаты численного моделирования параметров геометрии сварного шва при АрДС стыковых соединений с учетом граничных условий контакта с медной подкладкой, установлены зависимости между режимами сварки и параметрами геометрии сварного шва с учетом влияния геометрии подкладки и условий контакта на величину теплоотдачи в подкладку.

3.1. Описание численной модели теплопередачи при аргодуговой сварке на медной подкладке

Для описания температурного поля $T(x, y, z, t)$ в плоских образцах использовали дифференциальное нелинейное уравнение теплопроводности:

$$c\rho(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z}\right), \quad (3.1)$$

где $\rho(T)$ - плотность, кг/м³.

Зависимость теплофизических свойств стали от температуры $\rho(T)$, $\lambda(T)$, $c(T)$ принимали согласно литературным данным для стали 12Х18Н1Т [70], меди М1 и латуни Л80 [57]. На Рисунке 3.1 показана зависимость теплофизических свойств от температуры для стали 12Х18Н10Т.

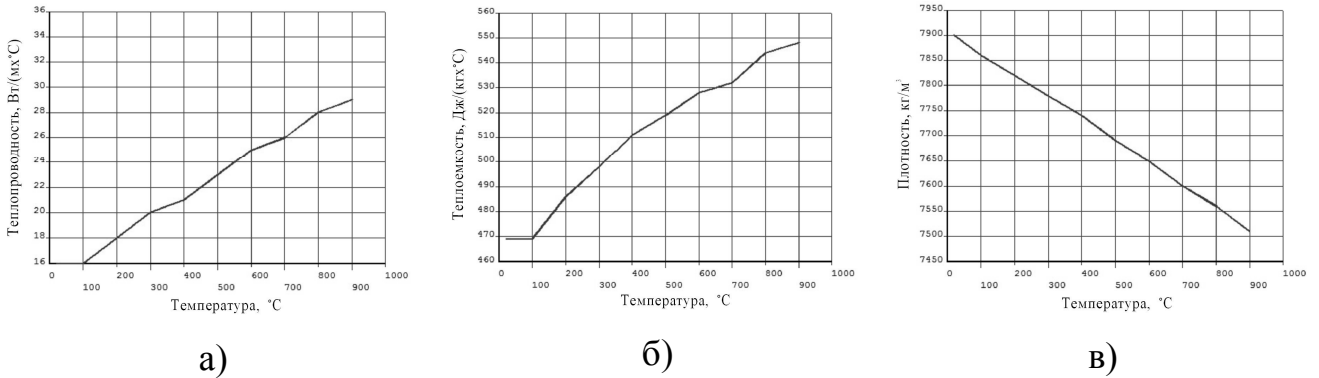


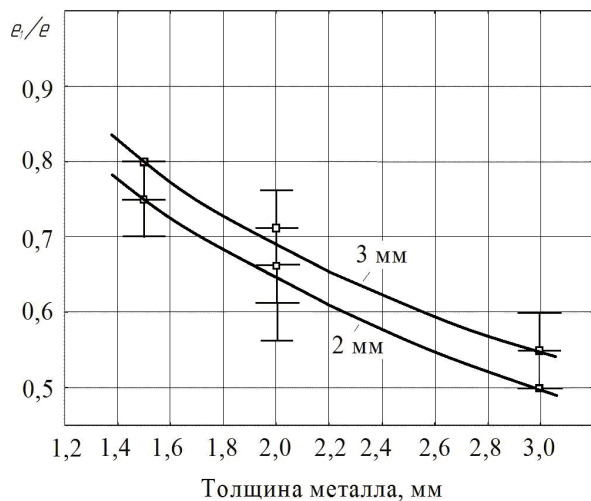
Рисунок 3.1. Зависимость теплопроводности (а), теплоемкости (б) и плотности от температуры (в) для стали 12Х18Н10Т

Температурное поле определялось численным решением задачи нелинейной теплопередачи, визуализация расчета температурных полей которой приведена на Рисунке 3.6. В результате литературного обзора выяснили, что для описания геометрии сварного шва при АрДС на подкладке целесообразнее всего использовать комбинацию нормально-распределенного и сосредоточенного линейного источников нагрева (см. п. 1.4.1).

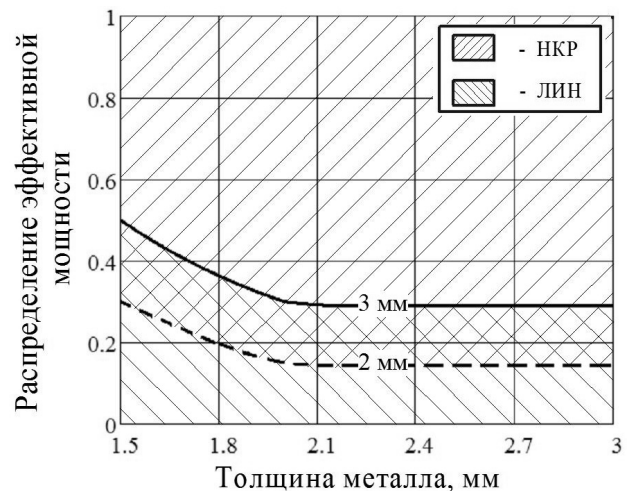
Мощность источников нагрева и коэффициент сосредоточенности нормально-кругового распределенного источника подбирались в соответствии с методиками расчета плоских температурных полей, предложенных в статьях [104, 113], согласно которым для описания геометрии сварного шва использовалась схема комбинации источников нагрева - нормально-кругового распределенного и линейного сосредоточенного, при этом величина распределения эффективной мощности между источниками $q_{нкp}/q_{лин}$ принималась 0,7/0,3 – 0,8/0,2 и зависела только от изотермы плавления комбинированного источника нагрева, а не от толщины сварных образцов, таким образом не учитывая давления сварочной дуги с увеличением погонной энергии при сварке [104]. В соответствии с предложенным алгоритмом подбора мощностей источников нагрева, используемым в численных расчетах – вначале по полуширине обратного валика подбиралась эффективная мощность линейного источника нагрева, после чего – по полуширине сварного

шва выбирался коэффициент сосредоточенности нормально-кругового распределенного источника нагрева.

На Рисунке 3.2, а показано влияние толщины металла на отношение ширина обратного валика / ширина сварного шва. Очевидно, что с увеличением толщины пластины для получения сварного шва с размерами, соответствующими ГОСТ 14771-76 [141], необходимо увеличивать величину сварочного тока, вследствие чего растет и влияние давления дуги на размеры сварочной ванны. Поскольку давление дуги оказывает влияние на сварочную ванну даже на малых сварочных токах, то при моделировании геометрии стыкового шва подвижным комбинированным источником нагрева это влияние выражается в виде распределения температурных полей от линейного источника.



а)



б)

Рисунок 3.2. Влияние толщины металла на отношение ширина обратного валика / ширина сварного шва (а) и распределение эффективной мощности между двумя источниками нагрева (б): НКР – нормально-круговой распределенный, ЛИН – линейный

Для обеспечения сквозного проплавления материала большей толщины используют большой сварочный ток, при котором давление сварочной дуги растет и при численном моделировании в одних и тех же условиях сварки приводит к увеличению доли мощности нормально-кругового источника

нагрева от общей эффективной мощности, которая представлена на Рисунке 3.2, б для длин межэлектродного промежутка $l_{\text{МП}}=2$ и 3 мм.

В использованной нами расчетной схеме для описания параметров геометрии сварного шва тепловая мощность сварочной дуги для одного из сварных образцов частично вводилась через его боковую поверхность в плоскости стыка, а частично - через верхнюю поверхность образца (см. Рисунок 3.3, а).

Задачу решали методом конечных элементов в пакете ANSYS/Multiphysics ver. 14. Для уменьшения времени расчета геометрии сварного шва по изотермам плавления от комбинированных источников нагрева и в силу симметричности решаемой задачи относительно оси Oх использовали 3D-модель, представляющую собой 1 сварной образец. Расчетная схема и конечно-элементная модель представлены на Рисунке 3.3. Длина расчетной модели выбиралась таким образом, чтобы распределение температуры по пятну нагрева комбинированного источника вышло на квазистационарный режим нагрева, и она составила $l=40-50$ мм.

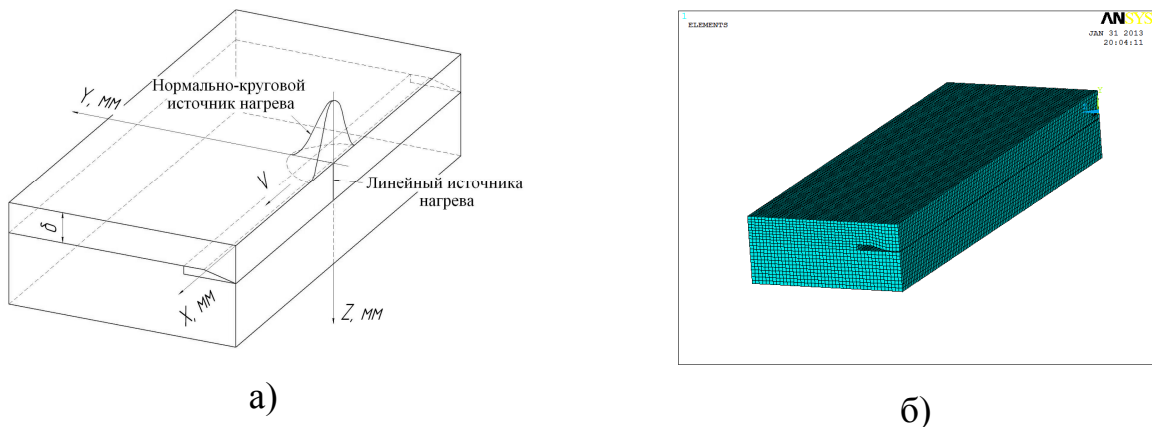


Рисунок 3.3. Схема приложения источников нагрева образца (а) и расчетная конечно-элементная модель (б)

Линейный тепловой источник был задан как удельный тепловой поток через плоскость стыка сварных образцов (Рисунок 3.3, а) по формуле:

$$q(x, t) = \frac{q_1}{4ah} \exp\left(-\frac{\Delta X}{a}\right)^2, \quad (3.2)$$

где h - толщина образца, м.

Δx - перемещение по оси Ox , м; $\Delta x = x_0 - V_{CB} \cdot \text{time}$

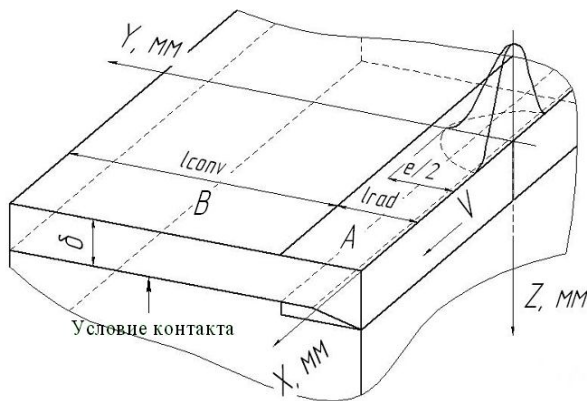
Нормально-круговой источник нагрева на верхней поверхности образца рассчитывался по формуле:

$$q(x, y, t) = \frac{k}{\pi} q_2 \exp(-k(\Delta X^2 + Y^2)), \quad (3.3)$$

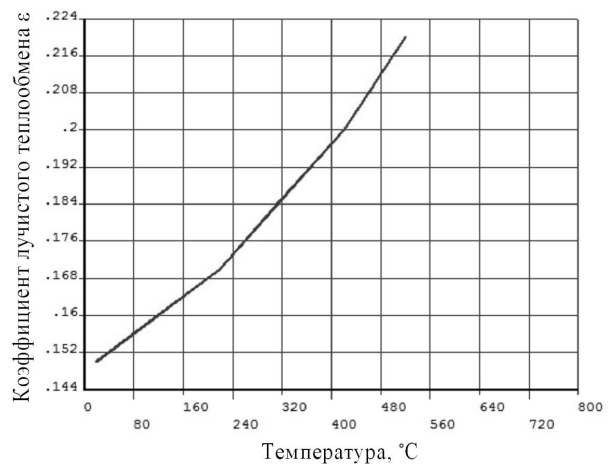
где k - коэффициент сосредоточенности источника, м^{-2} .

При этом $q = q_1 + q_2$, где q – эффективная тепловая мощность, Вт.

Граничные условия теплоотдачи конвекции и излучения задавались с внешних поверхностей, размеры которых задавались в соответствии с работами [13, 88, 89]. Схема расположения поверхностей теплоотдачи представлена на Рисунке 3.4, а. Интегральный коэффициент лучистого теплообмена, принятый согласно работе [85], представлен на Рисунке 3.4, б.



а)



б)

Рисунок 3.4. Схема расположения поверхностей теплоотдачи на образце (а) и интегральный коэффициент лучистого теплообмена стали 12Х18Н10Т (б)

Поскольку радиационное излучение влияет на теплоотдачу с поверхности A (см. Рисунок 3.4, а), оно учитывалось в численной модели и рассчитывалось по формуле [18]:

$$q_{2r} = \varepsilon C_0 (T^4 - T_c^4), \quad (3.4)$$

где C_0 - постоянная Стефана-Больцмана $C_0=5,67 \times 10^{-8}$ Вт/(м²·град⁴);
 ε - интегральный коэффициент лучистого теплообмена стали, принимали согласно данным работы [85].

Начальная температура T принималась постоянной и составляла 23°C.

3.2. Граничные условия контакта сварного образца с подкладкой и прижимами

Методика расчета контактной термической проводимости подробно изложена в работах [7, 16]. Подкладка с формирующей канавкой изготовлялась из меди, а прижимы – из латуни. Граничные условия контакта «стальной образец-медная подкладка» и «стальной образец-латунный прижим» рассматривались как сумма термических проводимостей воздушной прослойки $\alpha_{\text{воз}}$ между микровыступами контактируемых материалов и металлического контакта $\alpha_{\text{м}}$.

Для вычисления коэффициента, учитывающего площадь фактического контакта стального образца и медной подкладки, воспользовались выражением, приведенным в справочнике [87]:

$$S_{\phi} = \frac{16,4P}{H}, \quad (3.5)$$

где P – давление на образец, МПа;

H – твердость материала по Бринеллю, МПа.

Для расчета S_{ϕ} использовали экспериментально измеренное давление прижимов $P=0,6$ МПа и данные по твердости меди М1 и латуни Л80 из справочника [57]. В нашем случае для контакта «стальной образец-медная подкладка» получили $S_{\phi}=0,12$, а для контакта «стальной образец-латунный

прижим» - $S_{\phi}=0,11$. Поскольку эти величины относительно малы, то в соответствии с методикой [87], заключили, что термическая проводимость контакта приближенно может быть рассчитана только по значению $\alpha_{\text{воз}}$, которая вычислялась по формуле:

$$\alpha_{\text{воз}} = \frac{2 \lambda_{\text{воз}}}{h_{\text{медь}} + h_{\text{сталь}}}, \quad (3.6)$$

Величину микронеровностей поверхности сварного образца из листовой стали 12X18Н10Т в состоянии поставки и медной подкладки определяли с помощью портативного измерителя шероховатости TR 100. Величина микронеровностей Ra на поверхности стали составила $h_{\text{Steel}}=0,54-0,72$ мкм (для расчетов приняли 0,66 мкм), а на поверхности - меди $h_{\text{Cu}}=2,1-3,61$ мкм (приняли 2,90 мкм) и латуни - $h_{\text{лат}}=5,01-9,57$ (приняли 6,07 мкм). Зависимость $\lambda(T)$ воздуха принимали по данным работы [87].

В результате расчетов были получены следующие значения контактной термической проводимости:

$$\alpha_{\text{возд}}(T)=10200+32T \text{ – пара «стальной образец-медная подкладка»} \quad (3.7)$$

$$\alpha_{\text{возд}}(T)=5400+17T \text{ – пара «стальной образец-латунный прижим»} \quad (3.8)$$

Реализация контакта в ANSYS/Multiphysics осуществлялась через меню менеджера контакта (Contact Manager), в котором задается контакт между целевой поверхностью (Target surface) и контактной (Contact surface). Для контакта «стальной образец-медная подкладка» в качестве Target surface выбрали нижнюю грань стального образца, а Contact surface – верхнюю поверхность медной пластины, а для контакта «стальной образец-латунный прижим» в точности да наоборот.

Контактная теплопередача между контактируемыми поверхностями рассчитывалась по формуле:

$$q = TCC \cdot (T_t - T_c), \quad (3.9)$$

где TCC - коэффициент контактного термического сопротивления, обратный величине проводимости, $(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С})/\text{Вт}$;

T_t и T_c - температуры соответственно в узлах контакта целевой и контактной поверхностей, $^\circ\text{С}$.

3.3. Верификация граничных условий контакта сварного образца с подкладкой и с прижимами

Сварка производилась на образцах из коррозионно-стойкой стали аустенитного класса 12Х18Н10Т размерами 100·50·2 мм на медной подкладке сварочном стенде с пневмоприжимами. При сварке на всех режимах использовали вольфрамовые электроды WL-20 диаметром 3 мм с углом заточки 30°, длина межэлектродного промежутка составляла 3 мм и оставалась постоянной.

На каждом режиме было выполнено по 3 идентичные сварочные операции. Результаты статистической обработки измеренных параметров сварных швов послужили исходными данными для определения экспериментальных коэффициентов в численной модели теплопередачи при АрДС на медной подкладке. Для определения среднего значения выборки опытных данных использовалась медиана с квантилями 25% (Q25) и 75% (Q75). Доверительный интервал экспериментальных данных – 0,95. Исследованные режимы сварки и полученные коэффициенты сосредоточенности источника нагрева k для уточнения численной модели теплопередачи представлены в Таблице 10.

Режимы сварки для верификации модели и полученные
расчетом коэффициенты k

Сила тока, А	Скорость сварки, м/ч	Ширина шва, мм	Ширина обратного валика, мм	Высота обратного валика, мм	Напряжение на дуге, В	Эффективный КПД	Коэффициент k , см ⁻²
115	12	6,2	5,0	0,42	10,10	0,61	5,5
115	15	5,6	4,2	0,52	10,27	0,64	8
115	18	4,9	2,8	0,36	10,31	0,65	13

Проверка расчетной методики определения проводимости теплового контакта стального образца с медной подкладкой и с латунными прижимами осуществлялась путем записи термических циклов с термопар в медной подкладке, установленных в соответствии с Рисунком 3.5, и последующим их сравнением с термическими циклами узлов конечно-элементной сетки на 3D-модели медной подкладки при расчете контактной теплопередачи. При этом термопары типа «К» зачеканивали в медную пластину на глубину $1,5 \pm 0,5$ мм и заливали термостойким герметиком (см. Рисунок 3.5).

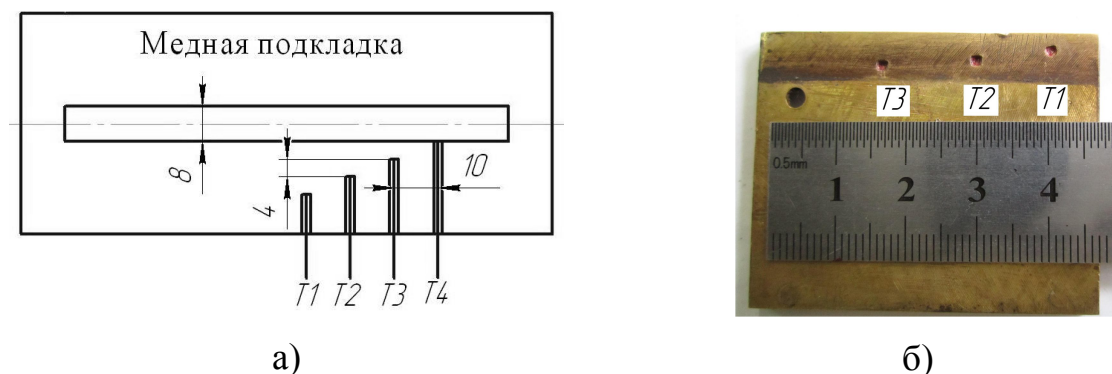


Рисунок 3.5. Схема установки термопар в медную подкладку (а) и латунный прижим (б)

Термические циклы в процессе сварки записывались с помощью цифрового 4-х канального измерителя температуры CENTER 309. На Рисунке 3.6 представлены полученные термические циклы режимов на подкладке и прижимах, расположенных на расстоянии 6 мм от оси шва.

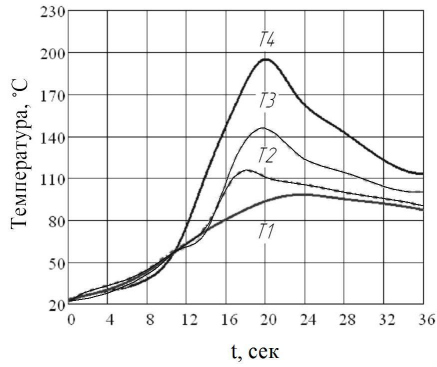
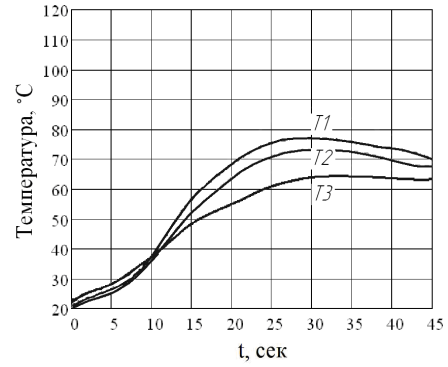
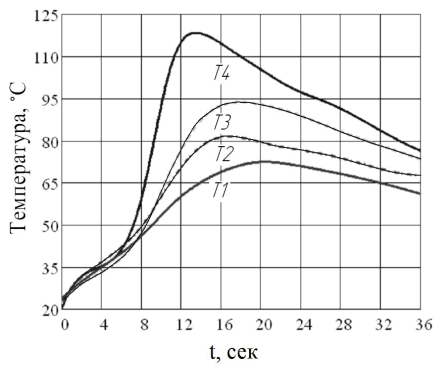
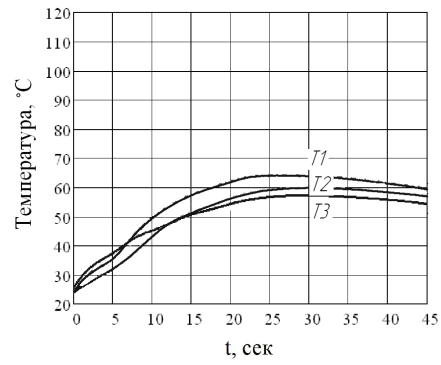
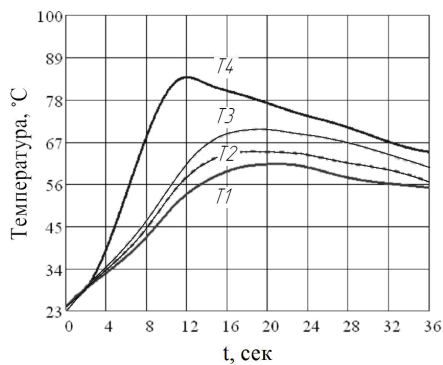
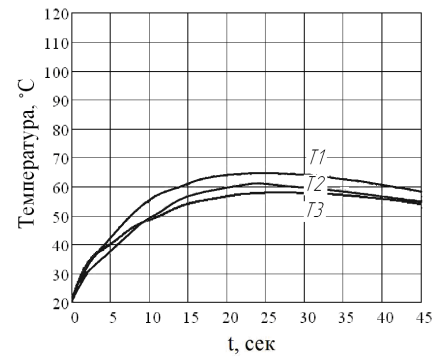
а) $V_{св}=12$ м/чб) $V_{св}=12$ м/чв) $V_{св}=15$ м/чг) $V_{св}=15$ м/чд) $V_{св}=18$ м/че) $V_{св}=18$ м/ч

Рисунок 3.6. Термические циклы в медной подкладке (а, в, д) и прижимах (б, г, е) для $I_{св}=115A$

Температура в точках T1-T4 на Рисунке 3.6 представляет собой среднее значение температуры по результатам трех сварочных экспериментов. На Рисунке 3.7 буквами T1-T4 обозначены расположения узлов конечно-элементной модели теплопередачи, которым соответствуют места установки термопар во время записи термических циклов на подкладке.

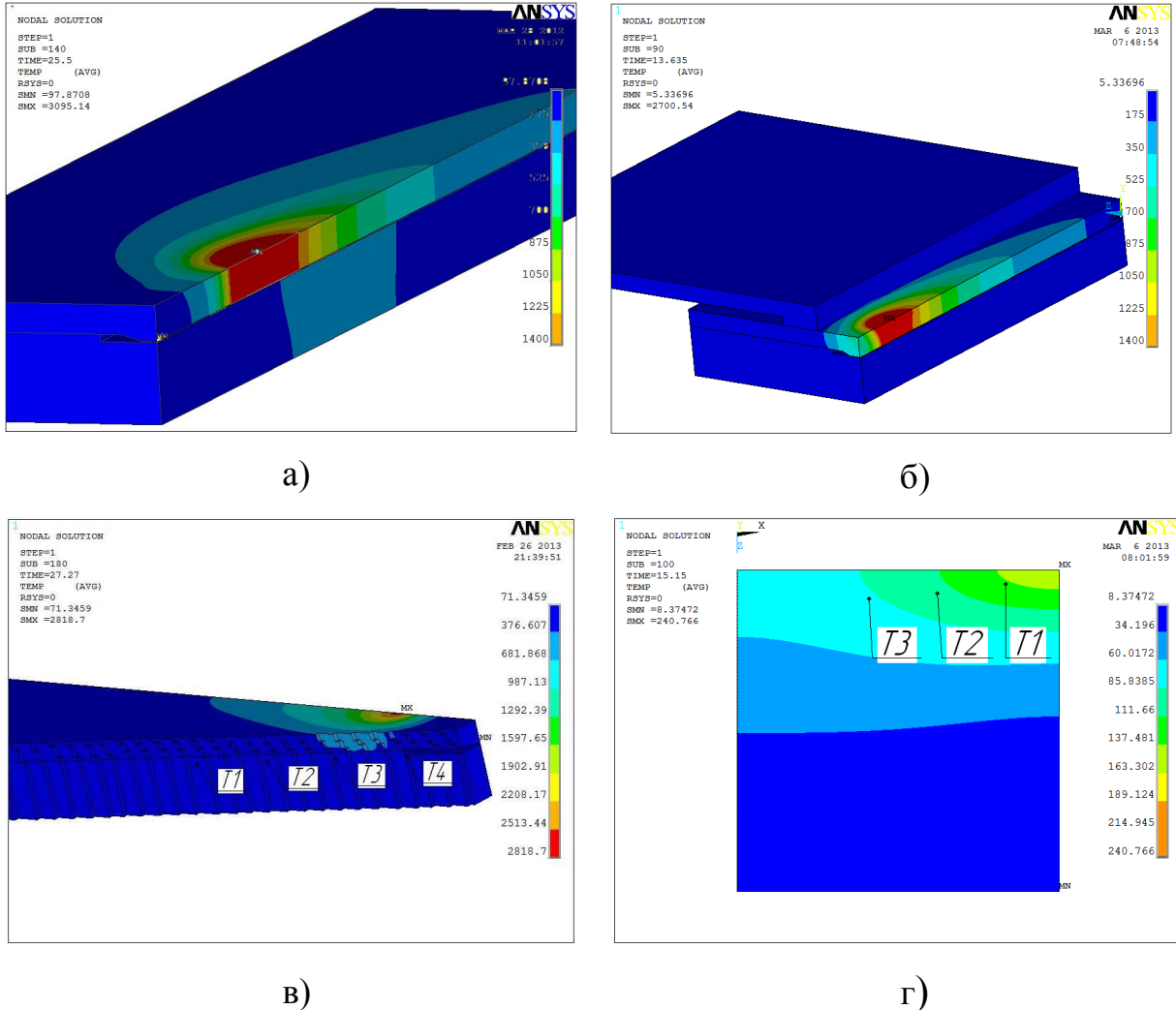


Рисунок 3.7. Распределение температурных полей на численной модели без прижимов (а), с прижимом (б) и определение узлов конечных элементов на подкладке (в) и в прижиме (г)

При использовании выражений (3.7) и (3.8) в качестве граничных условий контакта в численной модели теплопередачи необходимо учитывать величину конвективной теплоотдачи с поверхности В, обуславливающую степень

схождения экспериментальных термических циклов в подкладке с численными.

Конвективная теплоотдача в ANSYS/Multiphysics соотносит температуру окружающей среды (ambient) с температурой на поверхности (surface) по следующему выражению [40]:

$$Q=Ah(T_{\text{surface}} - T_{\text{ambient}}), \quad (3.10)$$

где плотность теплового потока при конвекции q зависит от коэффициента теплоотдачи с поверхности h , площади поверхности A и разности температур T_{surface} и T_{ambient} . Экспериментальные данные о конвективной теплоотдаче, приведенные в научной литературе представлены в Таблице 11.

Таблица 11.

Анализ литературных данных о величине конвективной теплоотдачи с поверхности

Источник информации	Коэффициент конвективной теплоотдачи, Вт/м ²
[18]	$h=6,16+0,04T-2,857 \cdot 10^{-2}T^2$, при $T < 700$ °C
[98]	$h=0,68T \cdot 10^{-2}$, при $0 < T < 500$ °C $h=0,231T-82,1$, при $T > 500$ °C
[108]	Нет данных по коэффициенту конвективной теплоотдачи, конвекция задана как удельный тепловой поток с поверхности: $q_{2S}=25$ Вт/м ²
[123]	Комбинированный коэффициент (конвекция+излучение) $h=24,1 \epsilon T^{1,61}$

Используя численное моделирование, были проведены сравнительные расчеты по определению влияния величины конвективной теплоотдачи с поверхности B на термические циклы в местах их измерения термопарами в

медной подкладке. На Рисунке 3.8 приведены сравнительные результаты моделирования для каждого из литературных источников.

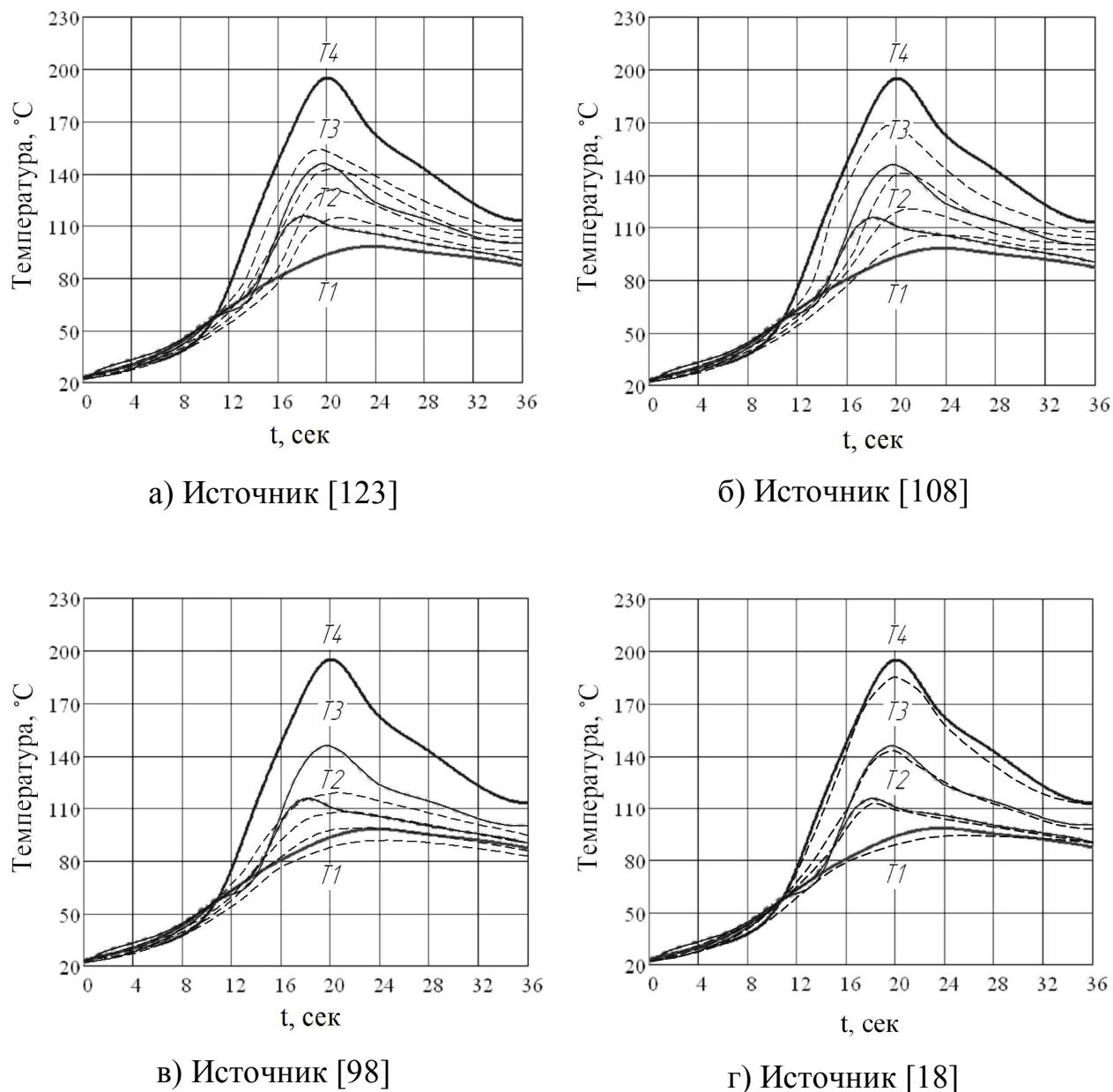


Рисунок 3.8. Сопоставление экспериментальных термических циклов с термопар в подкладке с циклами, полученными с численной модели теплопередачи в подкладку с учетом различных условий конвективной теплоотдачи для режима $I_{св}=115\text{А}$, $V_{св}=12\text{ м/ч}$

Исходя из представленных выше графиков можно сделать вывод, что для численных расчетов целесообразно воспользоваться данными по конвективной теплоотдаче из работы [18]. В результате сопоставления экспериментальных

термических циклов с термическими циклами с численной модели, было установлено, что термическая проводимость, рассчитанная по выбранной методике определения теплопроводности воздушной прослойки между микронеровностями шероховатостей поверхностей, отражает реальные условия сварки с погрешностью 5-7%.

3.4. Выбор типа конечных элементов и конечно-элементное разбиение 3D-модели

Библиотека конечных элементов программы ANSYS содержит более 80 типов элементов, каждый из которых определяет применимость элемента к той или иной области расчетов (прочностной, тепловой, магнитный и электрический анализы, движение жидкости или связанные задачи), характерную форму элемента (линейную, плоскую, в виде бруска и т.д.), а также двумерность (2-D) или трехмерность (3-D) элемента как геометрического тела. Процедура генерации узлов и элементов в ANSYS/Multiphysics состоит из трех основных шагов [51, 83]:

- Установка атрибутов элементов;
- Установка контроля разбиений. ANSYS предусматривает большое количество видов контроля разбиений, которые вы можете отключить при отсутствии необходимости;
- Генерация разбиений.

Первый шаг – выбор типа конечного элемента (твердотельный SOLID, оболочка Shell, контактный Conta, сопряженный Coupled Field) в зависимости от типа решаемых задач;

Второй шаг – установка контроля разбиений. Не обязателен к выполнению, так как контроль разбиений по умолчанию подходит для многих моделей.

Третий шаг – выбор способа разбиения сетки и проверка правильности построения сетки. Инструменты разбиений (Mechtool) в ANSYS (Main Menu > Preprocessor > Mechtool) представляют собой удобный интерфейс для большинства случаев контроля разбиений.

Хотя все функции доступны в инструментах разбиения, можно воспользоваться традиционными командами ANSYS (язык программирования *APDL*). Функции инструментов разбиения включают:

- Контроль уровня размеров (SmartSize);
- Установка контроля размеров элементов;
- Выбор формы элементов;
- Выбор типа разбиения (свободный или контролируемый);
- Разбиение объектов твердотельной модели;
- Построение сетки;
- Очищение разбиения.

Рассмотрим типы элементов для решения трехмерной задачи нелинейной теплопередачи. Для решения тепловых задач, в соответствие с работами [109, 116, 124, 132] рекомендуется использовать тип SOLID 70. Разновидности применяемых типов конечных элементов представлены на Рисунке 3.9.

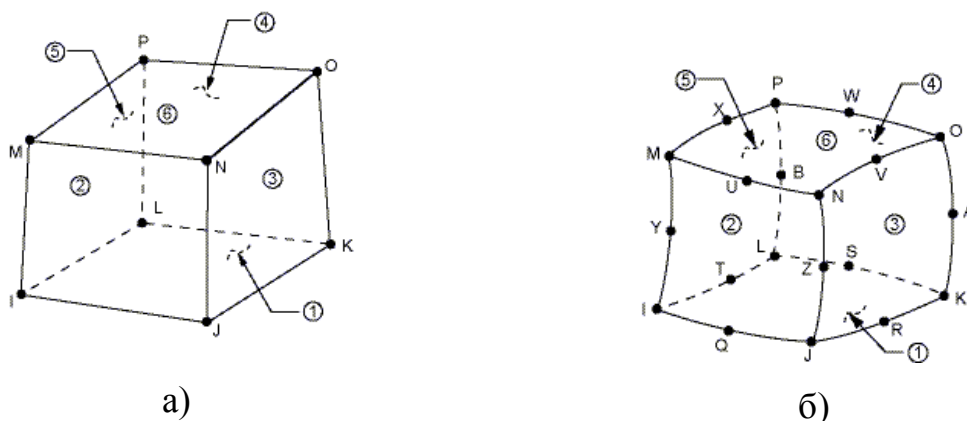
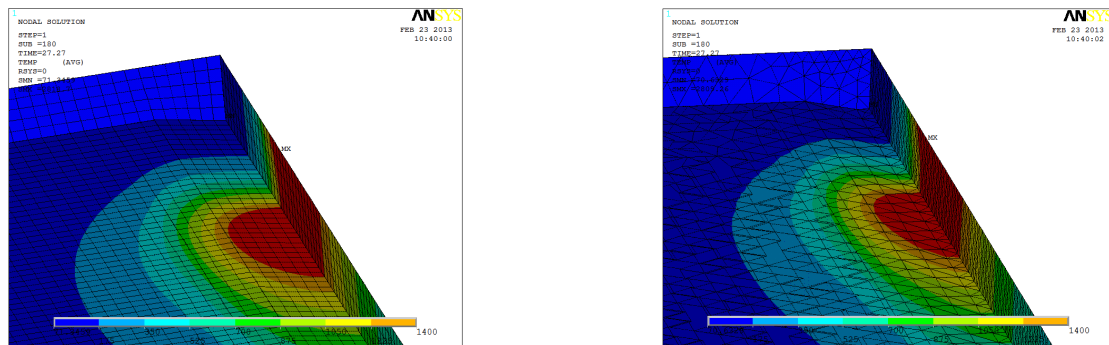


Рисунок 3.9. Типы конечных элементов для решения 3D тепловых задач:

SOLID 70 (а) и б) SOLID 90 (б)

Элемент SOLID 70 поддерживает возможность трехмерной теплопроводности. Он имеет 8 узлов с одной степенью свободы (температура)

в каждом. В основном его применяют для решения трехмерной тепловой стационарной задачи (Steady-state) или нестационарного (Transient) анализа. Цифрами на Рисунке 3.9, а показаны грани, на которые можно задать нагрузки. Для решения структурных задач этот элемент может быть заменен эквивалентным ему структурным элементом SOLID 45. Главным недостатком этого элемента является невозможность использования его для решения контактных тепловых задач. Таким свойством обладает элемент SOLID 90, представленный на Рисунке 3.9, б. Этот элемент имеет 20 узлов с одной степенью свободы в каждом. Элементы SOLID 90 применимы для моделирования контактных тепловых задач и имеют возможность задания теплового контакта как функции от температуры. Вследствие чего, выбор этого типа конечного элемента является наиболее рациональным для решения поставленной задачи. На Рисунке 3.10 показаны предварительные численные расчеты температурных полей в сварном образце толщиной 2 мм для режимов сварки $I_{св}=115\text{А}$, $V_{св}=12\text{ м/ч}$, $l_{мп}=3\text{ мм}$. Расчет выполнен на компьютере с 4-х ядерным процессором Intel core I-7, 16 GB Ram.



а) Размер элемента 0,5 мм. Сетка равномерная.

б) Размер элемента 0,5 мм, в области шва – 0,25 мм.

Рисунок 3.10. Определение температурных полей при использовании гексаэдрической и тетраэдрической сетки конечных элементов

Из анализа Рисунка 3.10 видно, что тип используемых конечных элементов практически не влияет на картину распределения температуры, при этом время расчета практически не отличается: 126 мин с тетраэдрической

сеткой (84536 элементов) и 155 мин с гексаэдрической сеткой (64200 элементов) для пластины длиной 0,1 м. Однако, авторы статей [97, 108] рекомендуют использовать равномерную гексаэдрическую сетку для решения контактных задач, в результате чего для расчетов использовали равномерное разбиение 3D - модели гексаэдрическими элементами.

Для определения влияния размеров конечных элементов на картину полей распределения температур по поверхности пластины смоделировали распределение температурных полей от подвижного нормально-кругового источника нагрева при размере гексаэдрических конечных элементов $a=0,15$; $0,2$; $0,33$; $0,5$ и $0,8$ мм для толщины образца 3 мм и режима сварки: $I_{св}=170$ А, $V_{св}=10$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм. Коэффициент сосредоточенности источника оставался постоянным для всех экспериментов $k=5,8$ см⁻². Примеры распределения температурного поля для сеток с различными размерами элементов представлены на Рисунке 3.11, а-в.

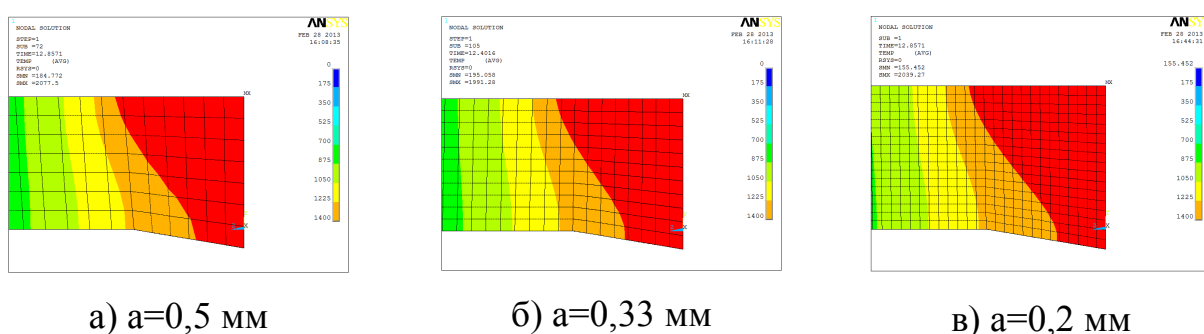


Рисунок 3.11. Распределение температурных полей в поперечном сечении пластины толщиной 3мм от нормально-кругового источника нагрева

Используя линейную аппроксимацию данных в среде *MathCad* по данным численных расчетов была построена линейная зависимость отклонения полуширины сварного шва от размера конечного элемента по методу наименьших квадратов. За исходную величину полуширины сварного шва была принята полуширина сварного шва, полученная при использовании конечно-элементной сетки с размером элемента $a=0,15$ мм и соответствующая экспериментальным данным. Влияние размера конечного элемента на среднее

отклонение от исходной полуширины сварного шва представлено на Рисунке 3.12.

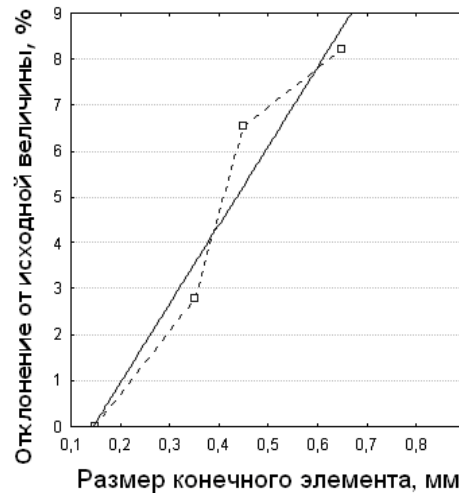


Рисунок 3.12. Влияние размера гексаэдрического конечного элемента на среднее отклонение от исходной полуширины сварного шва

Из анализа Рисунка 3.12 следует, что при использовании конечных элементов размером менее 0,33 мм отклонение от номинала не превышает 3 %, что вполне достаточно в численной модели, используемой для инженерных расчетов.

Таким образом, в результате проведенных численных экспериментов выяснили, что для численного решения задачи нелинейной контактной теплопередачи наиболее целесообразно использовать гексаэдрический тип конечных элементов SOLID 90 с размером элемента $a=0,33$ мм.

3.5. Обработка результатов моделирования

Обработка результатов численных экспериментов показывает, что зависимость ширины шва от коэффициента сосредоточенности нормально-кругового источника близка к линейной в исследованных диапазонах режима сварки, поэтому полученные в результате моделирования значения коэффициентов сосредоточенности линейно аппроксимировали в среде пакета MathCad по методу наименьших квадратов. Графики, иллюстрирующие

зависимость ширины сварного шва от коэффициента сосредоточенности нормально-кругового источника нагрева, представлены на Рисунках 3.13 - 3.15.

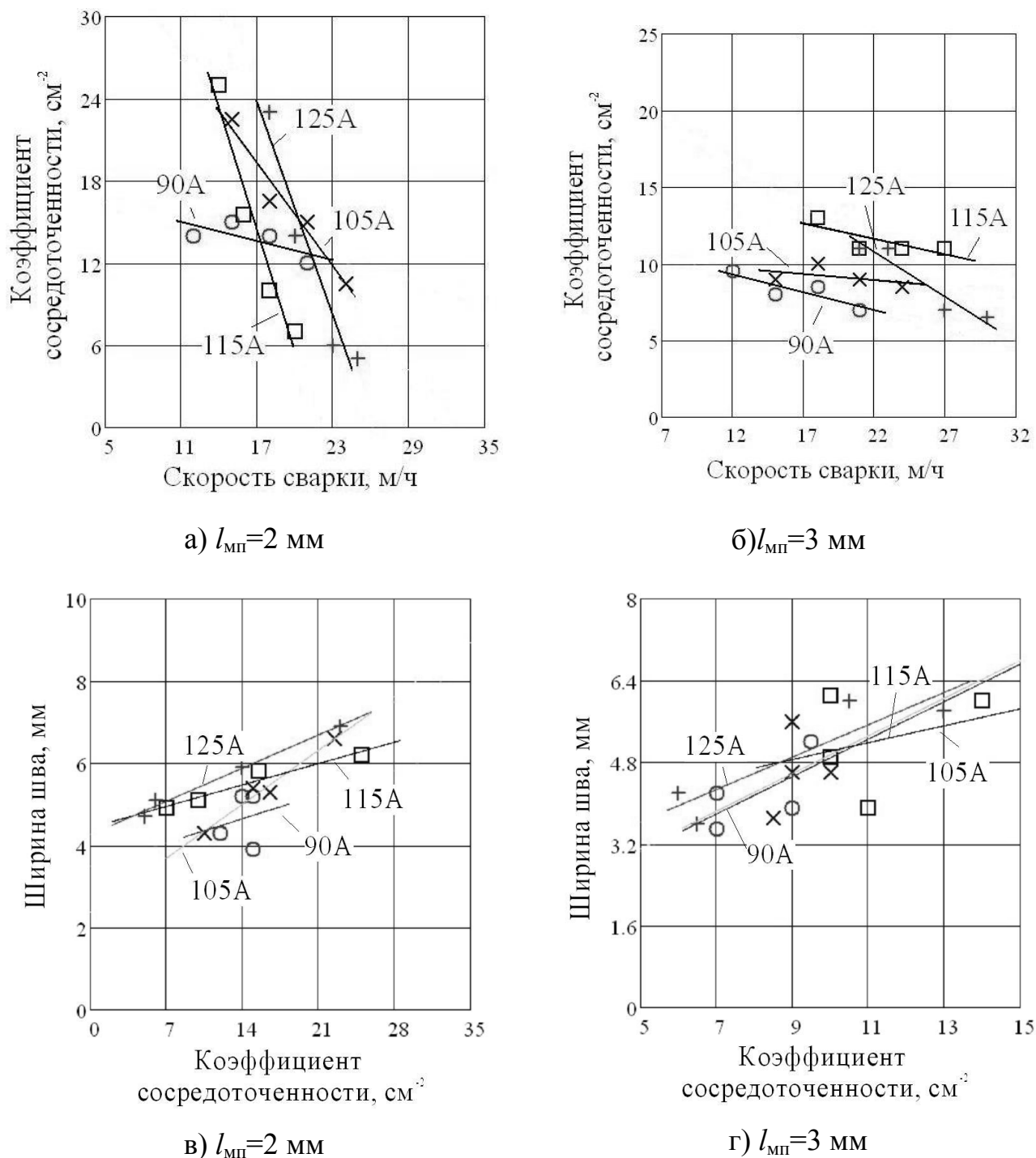


Рисунок 3.13. Зависимости коэффициента сосредоточенности нормально-кругового источника от скорости сварки (а, б) и ширины сварного шва от коэффициента сосредоточенности (в, г) для толщины образца 1,5 мм

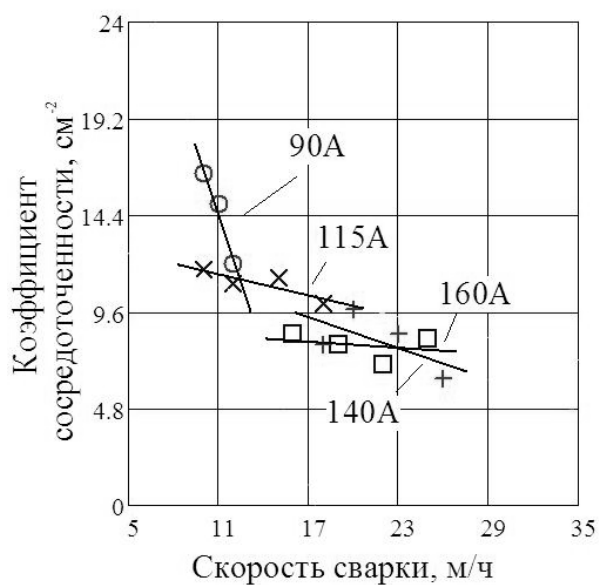
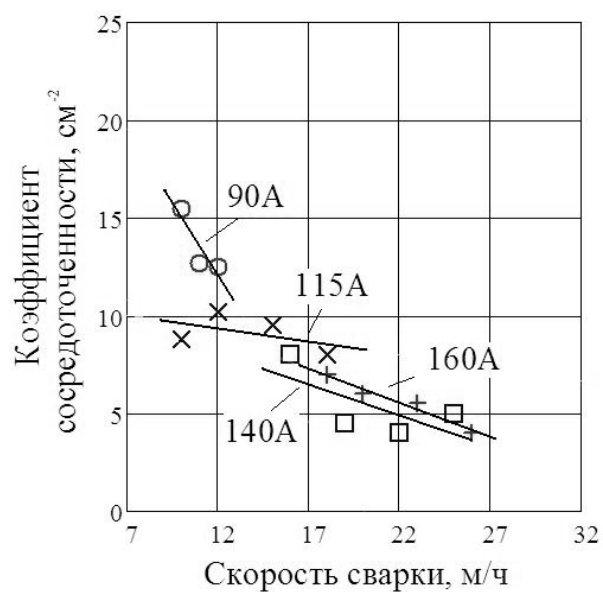
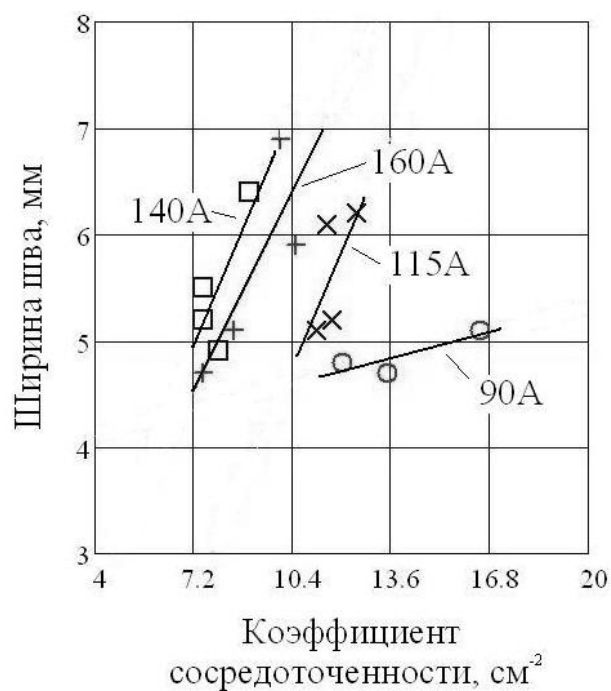
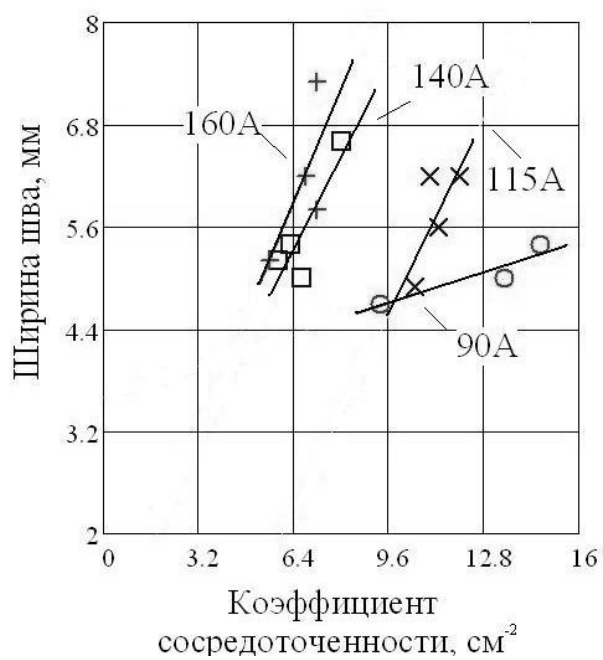
а) $l_{\text{МП}}=2$ ммб) $l_{\text{МП}}=3$ ммв) $l_{\text{МП}}=2$ ммг) $l_{\text{МП}}=3$ мм

Рисунок 3.14. Зависимости коэффициента сосредоточенности нормально-кругового источника от скорости сварки (а, б) и ширины сварного шва от коэффициента сосредоточенности (в, г) для толщины образца 2,0 мм

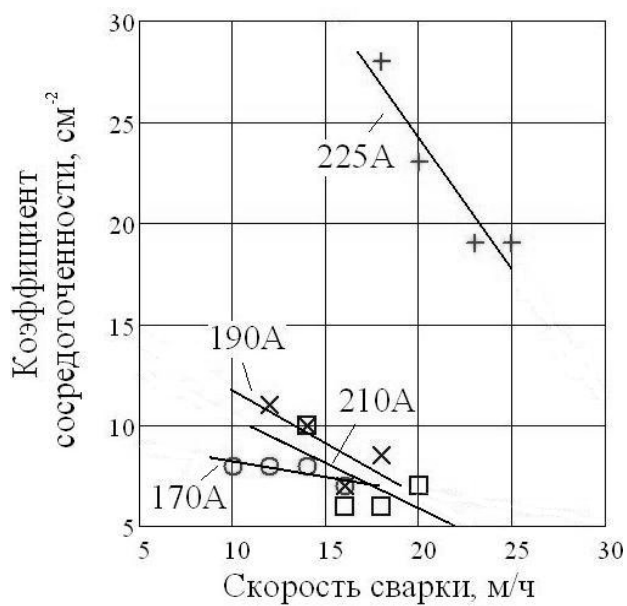
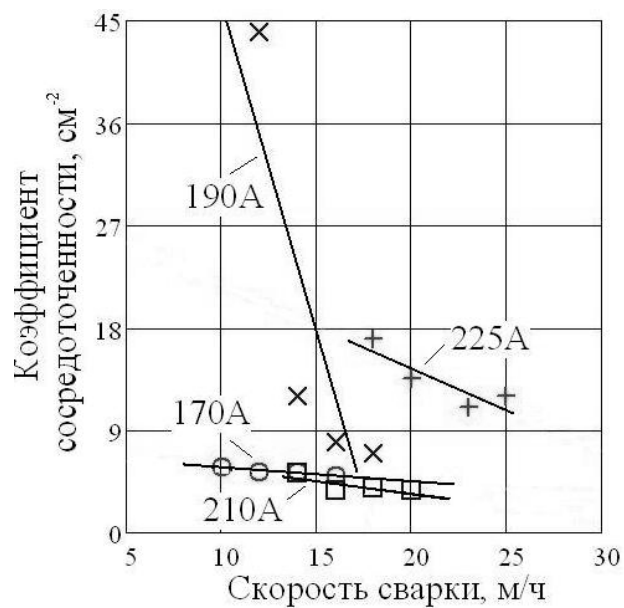
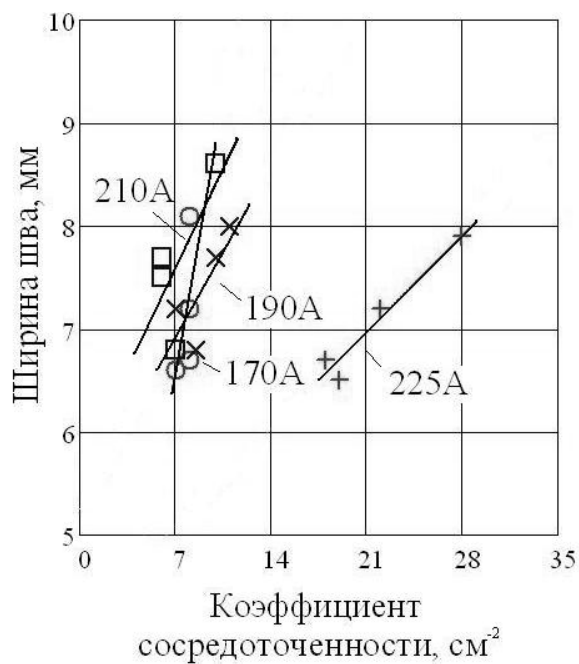
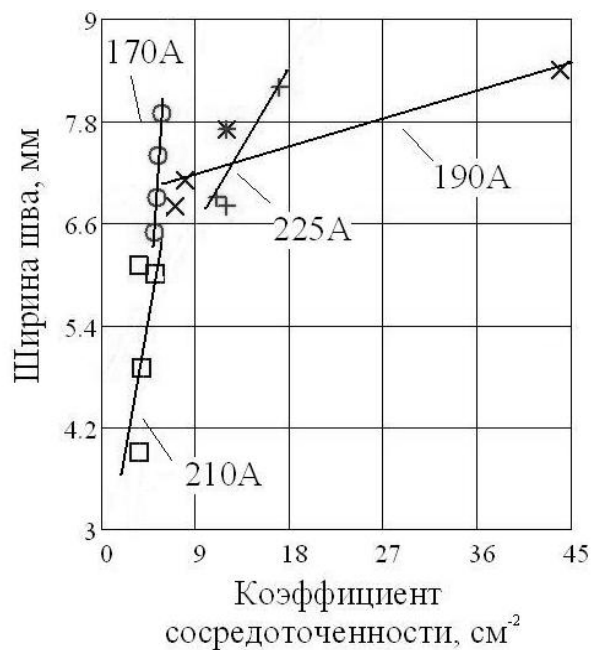
а) $l_{\text{МП}}=2$ ммб) $l_{\text{МП}}=3$ ммв) $l_{\text{МП}}=2$ ммг) $l_{\text{МП}}=3$ мм

Рисунок 3.15. Зависимости коэффициента сосредоточенности нормально-кругового источника от скорости сварки (а, б) и ширины сварного шва от коэффициента сосредоточенности (в, г) для толщины образца 3,0 мм

Полученные при обработке данных численного моделирования результирующие формулы для вычисления ширины сварного шва представлены в Таблице 12.

Таблица 12.

Определение ширины сварного шва с помощью линейной аппроксимации коэффициентов численной модели

Толщина металла, мм	Сила тока I , А	Диапазон скоростей сварки V , м/ч	Ширина сварного шва e , мм	
			$l_{МП}=2$ мм	$l_{МП}=3$ мм
1,5	90	12-21	$e=5,69-0,044V_{св}$	$e=6,63-0,147V_{св}$
	105	15-24	$e=9,95-0,234V_{св}$	$e=5,22-0,031V_{св}$
	115	18-27	$e=9,24-0,220V_{св}$	$e=7,56-0,103V_{св}$
	125	21-30	$e=12,04-0,267V_{св}$	$e=11,88-0,277V_{св}$
2,0	90	10-12	$e=6,78-0,171V_{св}$	$e=7,03-0,171V_{св}$
	115	10-18	$e=5,66-0,016V_{св}$	$e=5,57-0,097V_{св}$
	140	16-25	$e=6,23-0,037V_{св}$	$e=9,07-0,217V_{св}$
	160	18-26	$e=8,383-0,153V_{св}$	$e=11,64-0,295V_{св}$
3,0	170	10-16	$e=8,58-0,110V_{св}$	$e=10,09-0,224V_{св}$
	190	12-18	$e=9,30-0,125V_{св}$	$e=10,6-0,021V_{св}$
	210	14-20	$e=8,23-0,123V_{св}$	$e=7,78-0,151V_{св}$
	225	18-25	$e=10,91-0,175V_{св}$	$e=10,71-0,150V_{св}$

Очевидно, что расположение прижимов оказывает влияние на параметры геометрии сварного шва ввиду теплоотдачи с внешней поверхности сварного шва. Следовательно, в полученных формулах необходимо учитывать это обстоятельство. Используя численное моделирование, определим на сколько

влияет расположение прижимов на определенном расстоянии от оси шва на конечную величину ширины сварного шва.

3.6. Численная оценка влияния расположения прижимов от оси шва на ширину сварного шва

Для определения степени влияния прижимов на ширину сварного шва их располагали на расстоянии $a=6$ и 8 мм от оси сварного шва. В качестве граничных условий контакта использовали ранее полученные выражения (3.7) и (3.8). Распределение температурных полей по поверхности пластины толщиной $2,0$ мм для режимов сварки $I_{св}=115$ А, $V_{св}=10$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм (оставалась постоянной) представлено на Рисунке 3.16. Размер конечного элемента $0,5$ мм, тип элементов – гексаэдрический.

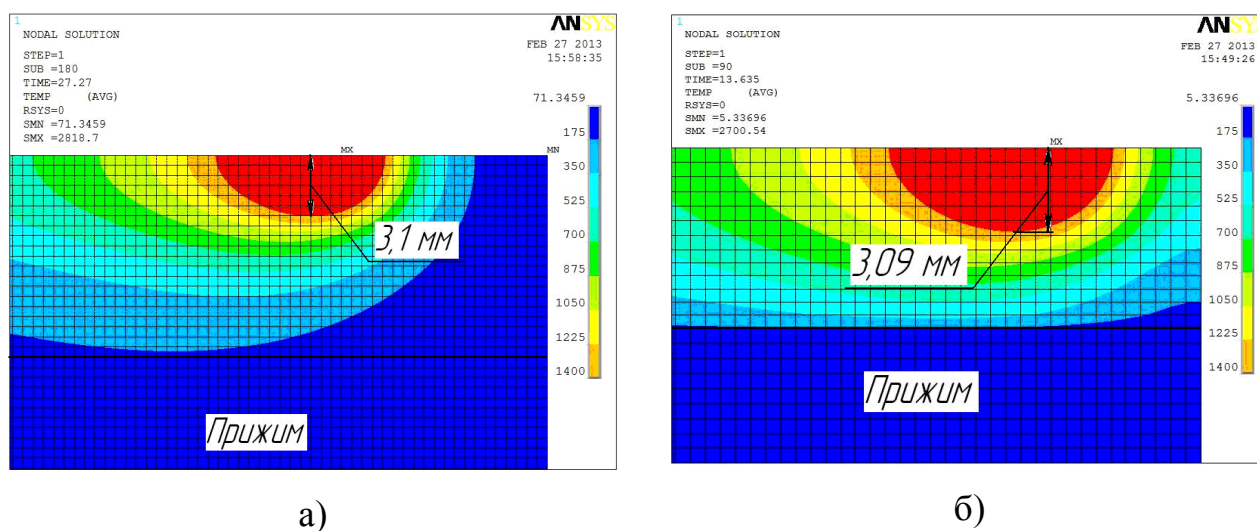


Рисунок 3.16. Распределение температурных полей от подвижных источников на свободной поверхности пластины с расположением прижима на расстоянии $a=8$ мм (а) от оси шва и на расстоянии $a=6$ мм (б)

На Рисунке 3.17 сплошной линией показаны экспериментальные значения ширины шва для двух режимов: 1) $I_{св}=115$ А, $V_{св}=10$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм 2) $I_{св}=160$ А, $V_{св}=26$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм. Пунктирной линией показаны результаты численного

моделирования ширины шва по изотерме плавления комбинированного источника нагрева.

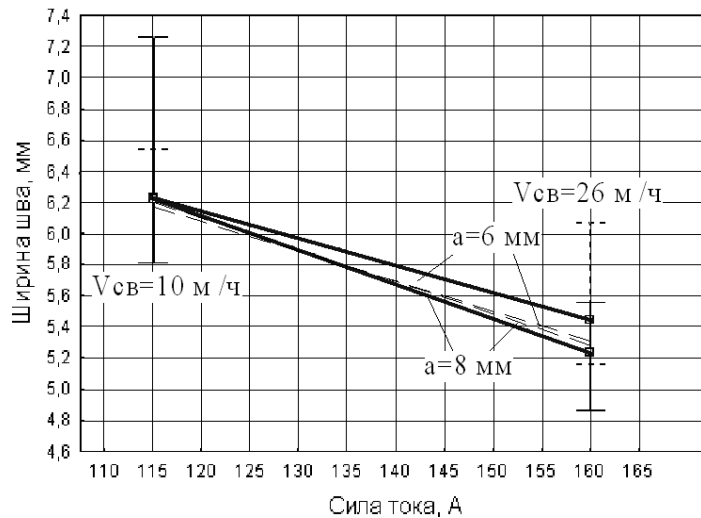


Рисунок 3.17. Влияние расположения прижимов на расстоянии $a=6$ и 8 мм от оси шва на ширину сварного шва

Из анализа Рисунка 3.17 отчетливо видно, что расположение прижимов на расстоянии 6 мм и более от оси шва до места контакта прижима и образца практически не влияет на ширину шва при сварке тонколистовых коррозионно-стойких сталей аустенитного класса, отклонение в результатах не превышает погрешности эксперимента.

3.7. Численная оценка влияния ширины канавки в медной подкладке на ширину обратного валика

Для определения влияния ширины канавки в медной подкладке проводили численные эксперименты на следующих режимах сварки - толщина металла 2 мм, $I_{св}=115$ А, $V_{св}=12$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм. Распределение температурных полей с обратной стороны шва в зависимости от ширины канавки в медной подкладке показано на Рисунке 3.18.

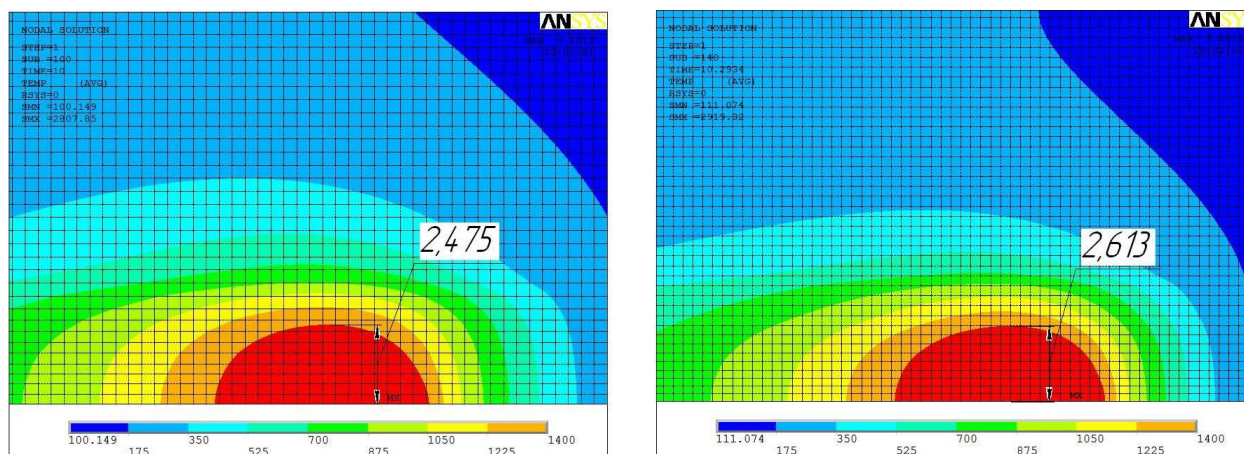
а) Ширина канавки $b=6$ ммб) Ширина канавки $b=8$ мм

Рисунок 3.18. Распределение температурных полей при численном решении задачи теплопередачи (тип сетки – гексаэдрический, размер элемента – 0,33 мм) с обратной стороны образца

На Рисунке 3.19 представлен график зависимости полуширины обратного валика от ширины канавки в медной подкладке.

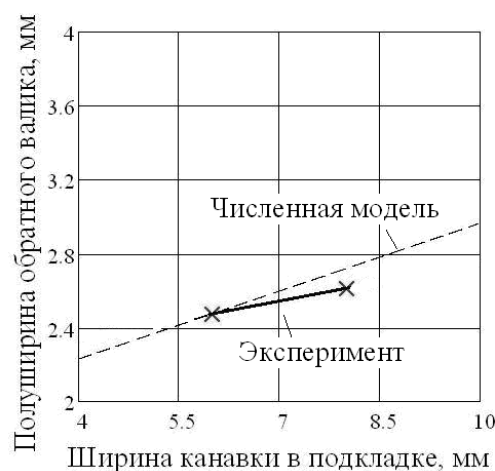


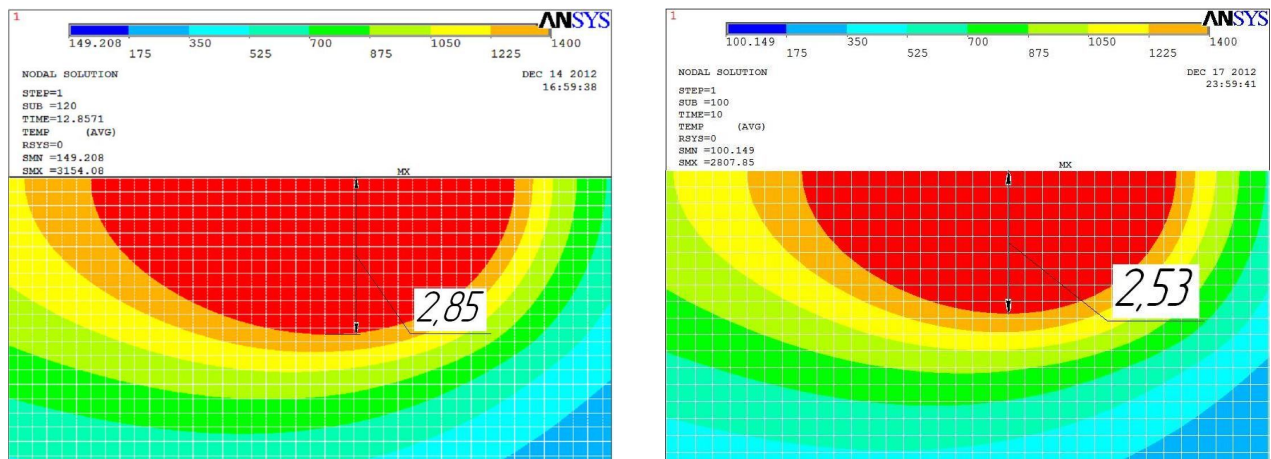
Рисунок 3.19. Зависимость полуширины обратного валика шва от ширины канавки в медной подкладке (пунктирная линия – данные с численной модели, сплошная – результат эксперимента)

Из анализа Рисунка 3.19 видно, что решение задачи теплопередачи численным методом с учетом условий контакта «стальной образец-медная подкладка» и «стальной образец-латунный прижим» позволяет для исследованной области моделирования с погрешностью не более 7% описать

ширину обратного валика в зависимости от ширины канавки в подкладке в исследуемом диапазоне параметров режима сварки.

3.8. Численная оценка влияния шероховатости поверхностей в области контакта на ширину обратного валика сварного шва

Для определения влияния шероховатости поверхностей в области контакта проводили численные эксперименты на следующих режимах сварки - толщина образца 2 мм, $I_{CB}=115A$, $V_{CB}=12$ м/ч, $l_{МП}=3$ мм. Примеры распределения температурных полей с обратной стороны шва в зависимости от величины микронеровностей контакта на стальном образце показаны на Рисунке 3.20.



а) $Ra \approx 5,0$ мкм

б) $Ra \approx 1,0$ мкм

Рисунок 3.20. Распределение температурных полей при численном решении задачи теплопередачи (тип сетки – гексаэдрический, размер элемента – 0,25 мм)

Воспользовавшись данными справочников [57, 70], определили величину контактной термической проводимости контактирующих поверхностей стального образца и медной подкладки при Ra_{steel} :

$$Ra_{steel} = 0,63 \text{ мкм} - \alpha_{возд}(T) = 10200 + 32 \cdot T \quad (3.11)$$

$$Ra_{steel} = 1,0 \text{ мкм} - \alpha_{возд}(T) = 9395 + 28,7 \cdot T \quad (3.12)$$

Сравнение экспериментальных данных с результатами численного моделирования представлено на Рисунке 3.21.

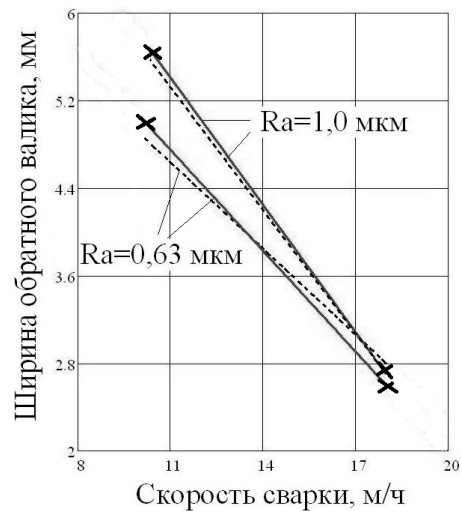


Рисунок 3.21. Изменение ширины обратного валика шва от скорости сварки при различных значениях шероховатостей контактирующих поверхностей (сплошные линии – экспериментальные данные, пунктирные – результаты численного моделирования)

Из анализа Рисунков 3.16 - 3.20 следует, что учет влияния термической проводимости контакта при численном решении задачи теплопередачи позволяет с технической точностью (расхождение не более 5% с экспериментальными данными) описать ширину обратного валика сварного шва при разных условиях шероховатости стального образца и размеров канавки в медной подкладке.

Используя линейную аппроксимацию результатов моделирования в пакете *MathCad* по методу наименьших квадратов для учета размеров канавки в медной подкладке и особенностей контакта «стальной образец-медная подкладка» в расчетную модель был введен поправочный коэффициент k^1 , корректирующий расчет ширины обратного валика сварного шва, определяющийся по формуле:

$$k^1 = \frac{(0,9 + 0,021 Ra)}{(1,4 - 0,05 b)}, \quad (3.13)$$

где Ra - сумма шероховатостей стального образца и медной подкладки, мкм (не более 5 мкм);

b - ширина канавки в медной подкладке, мм

Ширина обратного валика вычислялась по формуле:

$$e_1 = k^1 e_{11} = \frac{(0,9 + 0,021 Ra) e_{11}}{(1,4 - 0,05 b)}, \quad (3.14)$$

где e_{11} - расчетная ширина обратного валика, мм (см. п 2.5, Таблица 9).

3.9. Определение величины теплоотдачи в медную подкладку в процессе сварки

Для определения величины теплоотдачи в медную подкладку использовали численное моделирование. Ширина 3D-модели теплопередачи соответствовала собой ширину стального образца и медной подкладки, длина модели составляла 0,1 м. Граничные условия оставались теми же, что и в модели для расчета геометрии сварного шва (см. п. 3.1 и 3.2). После прохождения подвижного источника нагрева по образцу для получения данных о величине теплового потока (Heat Flow) использовали функцию Nodal Loads – Contact Only в постпроцессоре ANSYS/Multiphysics. Результаты определения части теплового потока, ушедшего в медную подкладку, на крайних точках параметров режима для всех исследуемых толщин материала представлены на Рисунке 3.22. Ширина канавки в медной подкладке составляла 8 мм.

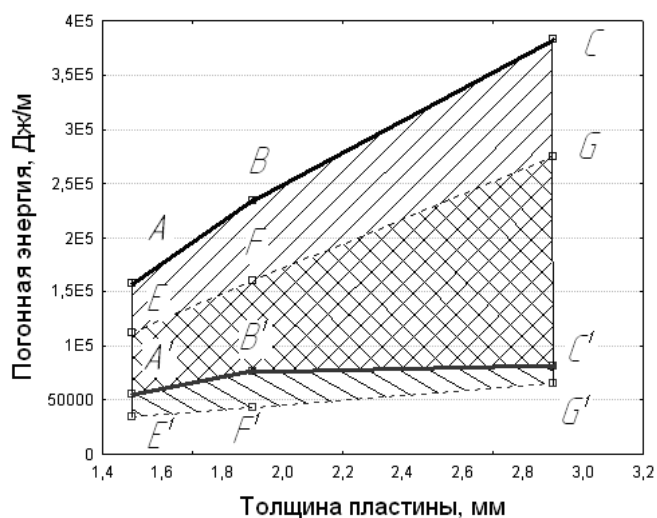


Рисунок 3.22. Вводимая погонная энергия в сварные образцы толщинами 1,5; 2,0 и 3,0 мм и отводимая в медную подкладку

На Рисунке 3.22 многоугольник $ABCC^1A^1B^1$ представляет собой область значений максимальной погонной энергии, затраченной на получение геометрии сварного шва с размерами, соответствующими ГОСТ 14771-76 [141] для заданных толщин материала. Многоугольник $ABCC^1A^1B^1$ состоит из многоугольников $ABCGFE$ и $EFGC^1B^1A^1$, представляющих собой часть погонной энергии, ушедшей за счет теплоотдачи в подкладку, и часть погонной энергии, аккумулированной в образце, соответственно. А многоугольник $EFGG^1F^1E^1$ представляет собой область значений минимальной погонной энергии, затраченной на получение геометрии сквозного проплавления с размерами, соответствующими ГОСТ 14771-76 [141] для заданных толщин материала. Многоугольник $EFGG^1F^1E^1$ состоит из многоугольников $EFGC^1B^1A^1$ и $A^1B^1C^1G^1F^1E^1$ представляющих собой часть погонной энергии, ушедшей за счет теплоотдачи в подкладку, и часть погонной энергии, аккумулированной в образце, соответственно.

Из анализа Рисунка 3.22 видно, что с увеличением толщины образца величина теплоотода в образец сначала возрастает до толщины 2,0 мм (отрезок A^1B^1), а потом остается практически неизменной (отрезок B^1C^1) при одновременном увеличении погонной энергии, вводимой при сварке. Величина

теплоотдачи для максимальной и минимальной погонной энергии при сварке образца толщиной $\delta=1,5$ мм составила $(0,31-0,36) \cdot q_{\text{п}}$; $\delta=2,0$ мм - $(0,27-0,32) \cdot q_{\text{п}}$ и $\delta=3,0$ мм - $(0,21-0,24) \cdot q_{\text{п}}$ соответственно.

Следовательно, при АрДС на медной подкладке тонколистовых коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщинами от 1,5 до 3,0 мм величина теплоотдачи в медную подкладку достигает $0,21 \cdot q_{\text{п}} \dots 0,36 \cdot q_{\text{п}}$, что существенно влияет на параметры геометрии сварного шва стыковых соединений и коробление деталей после сварки. При увеличении толщины образца отводимая тепловая мощность остается практически постоянной (отрезок B^1C^1), но в связи с ростом вводимой погонной энергии для сварки степень влияния отводимой в подкладку мощности снижается.

3.10. Численная оценка влияния ширины канавки в подкладке и высоты микронеровностей шероховатости стального образца на величину теплоотдачи в медную подкладку при сварке

Для оценки влияния ширины канавки медной подкладке и высоты микронеровностей стального образца на величину теплоотдачи в подкладку проводили численное моделирование на крайних точках диапазона параметров режима сварки. Ширина 3D-модели теплопередачи соответствовала собой ширину стального образца и медной подкладки, длина модели составляла 0,1 м. Для учета изменения шероховатости стального образца в модели меняли граничные условия контакта: в одном случае стальная пластина сварка происходила после шлифования – с $Ra=0,63$ мкм и использовалась формула (3.11), в другом случае – после фрезерования с $Ra=5,0$ мкм величина термической проводимости составляла $\alpha_{\text{возд}}(T)=4600+15T$.

На Рисунке 3.23 сплошной линией показана доля погонной энергии, отводимой в подкладку с шириной проточки в медной подкладке 6 мм и шероховатостью поверхности стального образца $Ra=0,63$ мкм, пунктирной – с

шириной проточки 6 мм и $Ra=5,0$ мкм, штрихпунктирной – с шириной канавки 8 мм и $Ra=0,63$ мкм.

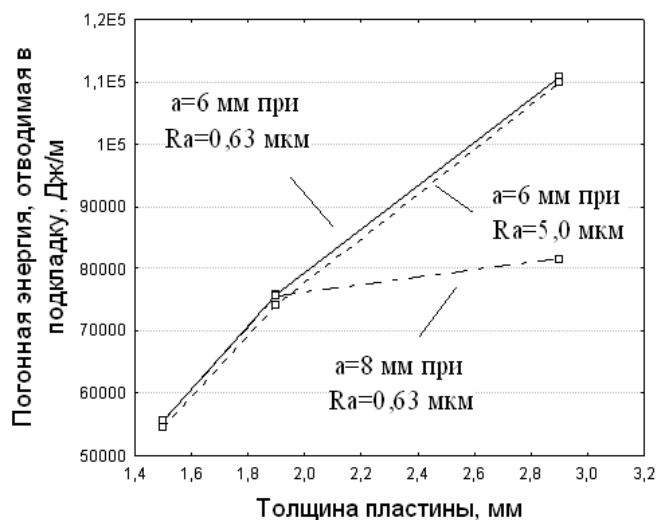


Рисунок 3.23. Зависимость погонной энергии, отводимой в подкладку, от толщины свариваемых образцов

Из анализа Рисунка 3.22 следует, что при сварке образцов толщиной 1,5 и 2,0 мм для канавки шириной 6 и 8 мм величина теплоотдачи в медную подкладку практически одинаковая. Однако с увеличением толщины образца и ростом вводимой погонной энергии при сварке величина отводимой мощности возрастает на 25% при изменении ширины канавки с 8 мм до 6 мм. При этом видно, что изменение шероховатости стального образца практически не влияет на величину теплоотдачи в медную подкладку. По-видимому, это связано с тем, что усилия зажатия прижимов достаточно для того, чтобы поверхность медной подкладки деформировались, и произошло уменьшение объема воздушных прослоек между микронеровностями сварного образца и подкладки.

На основе полученных количественных взаимосвязей параметров режима сварки и геометрии стыкового сварного шва листового материала (см. п. 2.5 Таблица 9 и п. 3.5, Таблица 12), разработана компьютеризированная система «Расчет параметров геометрии стыковых соединений при АрДС тонколистовых коррозионно-стойких сталей на медной подкладке»,

позволяющая осуществлять разработку технологий сварки новых изделий без проведения работ по экспериментальной корректировке режимов сварки в производственных условиях. Входными параметрами компьютеризированной системы для выбора режимов сварки, обеспечивающих размеры сварного шва в соответствии с ГОСТ 14771-76 [141], являются толщина листового материала из коррозионно-стойкой стали (1,5 - 3,0 мм); ширина канавки в медной подкладке (6 - 8 мм); шероховатость поверхности листового материала и медной подкладки ($Ra=0,63 - 5,0$ мкм). Значения параметров режима сварки для значений толщины листов, отличающихся от 1,5; 2,0 и 3,0 мм, определяются линейной интерполяцией. По результатам численного моделирования в системе формировалось наилучшее сочетание параметров режима сварки стыковых соединений на медной подкладке (сила сварочного тока $I_{св}$, скорость сварки $V_{св}$, величина межэлектродного промежутка $l_{мп}$; и размеров сварного шва - ширину стыкового шва с лицевой и обратной стороны), удовлетворяющих заданному производственному требованию. Полученная математическая модель реализована в компьютеризированной системе и является частью базы данных для управления сварочными инверторными источниками питания. Интерфейс компьютеризированной системы и алгоритмы выбора основных производственных требований и расчетов параметров геометрии сварного шва стыковых соединений представлены в приложении А.

3.11. Выводы главы 3

1. Для автоматической АрДС коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3 мм разработана численная модель теплопередачи в пакете ANSYS/Multiphysics с экспериментальными коэффициентами, описывающая влияние режимов сварки и теплоотвода в медную подкладку на ширину сварного шва стыковых соединений с лицевой

и обратной стороны в области допустимых значений, соответствующих ГОСТ 14771-76 «Дуговая сварка в защитных газах. Соединения сварные. Основные типы, конструктивные элементы и размеры».

2. Установлено, что термическая проводимость на границе с теплоотводящей подкладкой, вычисленная по теплопроводности воздушной прослойки между микронеровностями поверхностей контактных пар «стальной образец-медная подкладка» и «стальной образец-латунный прижим», отражает реальные условия сварки с погрешностью 5-7% и может быть применена для инженерных расчетов.

3. В результате численного моделирования определена величина теплоотдачи в медную подкладку для максимальной и минимальной погонной энергии $q_{п}$ при сварке коррозионно-стойких сталей аустенитного класса с толщинами $\delta=1,5; 2,0$ и $3,0$ мм, которая лежит в пределах - $(0,31-0,36) \cdot q_{п}$; $(0,27-0,32) \cdot q_{п}$ и $(0,21-0,24) \cdot q_{п}$ соответственно.

4. На разработанной модели показано, что при сварке коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной 1,5 и 2,0 мм для канавки шириной 8 и 6 мм величина теплоотдачи в медную подкладку практически одинаковая, но для толщины стального образца 3 мм величина теплоотдачи возрастает на 25% при изменении ширины канавки с 8 мм до 6 мм.

5. В результате компьютерного моделирования получены количественные взаимосвязи режимов автоматической АрДС и ширины сварного шва при АрДС без присадки коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3,0 мм с учетом геометрии медной подкладки и величины шероховатости свариваемого листового материала.

Глава 4. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ ЗАКРЕПЛЕНИЯ НА ОСТАТОЧНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ СВАРНОЙ КОНСТРУКЦИИ НА ОСНОВЕ РАЗРАБОТАННОЙ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ СВАРКИ

В четвертой главе представлена методика оценки влияния термомодеформационного цикла автоматической аргодуговой сварки неплавящимся электродом стыковых соединений на медной подкладке на остаточные деформации продольных и кольцевых швов тонкостенных цилиндрических оболочек из коррозионно-стойких сталей аустенитного класса и даны рекомендации по уменьшению остаточных деформаций после сварки на приспособлениях с медной подкладкой.

4.1. Общие требования к сборочно-сварочным приспособлениям

Разработка сварочных приспособлений — один из этапов технологической подготовки производства новых изделий. Конструирование нового приспособления или модернизация существующего производятся на основе:

- 1) изучения чертежей и технических условий (ТУ) на сварную конструкцию;
- 2) разработки (изучения) технологического процесса изготовления изделия;
- 3) анализа производственной программы выпуска изделий.

Сварочные приспособления проектируются в основном по методам, аналогичным методам проектирования приспособлений для механической обработки, однако от последних они отличаются способами фиксирования и закрепления деталей и изделий [45]:

- 1) Собираемое под сварку изделие обычно состоит из значительного числа различных деталей. Их установка в приспособление ведется

последовательно, а фиксирование обычно осуществляется независимо друг от друга. Кроме того, их необходимо закреплять либо прижимами, либо прихватками и прижимами (при минимальных зазорах);

2) Приспособления должны снижать деформирование деталей и конструкций, вызываемое температурным воздействием сварки;

3) При недостаточном закреплении в процессе сварки возможно раскрытие стыков, увеличение зазоров, изменение превышения кромок и других параметров соединения, собранного под сварку.

Сборочное приспособление благодаря своей жесткости должно обеспечивать заданное расположение деталей в сборочной единице при прихватке и сварке.

Заданную точность установки деталей в приспособлении обеспечивают фиксирующие элементы, точность расположения которых зависит от допусков на линейные размеры изделия, диаметры фиксирующих прижимов, размеры плоских упоров и т.п. Допуски на линейные размеры в сборочно-сварочных приспособлениях выбирают в пределах 0,5...0,75 допусков на соответствующие размеры в изделиях [45]. Возникновение погрешностей закрепления связано с возможными деформациями деталей и приспособления, а также смятием их контактных поверхностей под действием зажимного усилия. Усилие зажатия, особенно при сварке тонкостенных оболочек, в заводских условиях контролировать достаточно сложно, поскольку зажатие изделия в приспособлении для сварки осуществляется вручную. Чрезмерное зажатие приводит к превышению допусков размеров по цилиндричности и необходимости применения после сварки кольцевых стыковых швов операции калибровки, что существенно увеличивает себестоимость изделия.

Максимальное радиальное усилие разжатия концентрических секторов при сварке кольцевых стыковых швов оболочек ограничено пределом текучести материала. Однако слишком малая его величина может привести к радиальным перемещениям свариваемых кромок вследствие термического

расширения при нагреве значительной зоны вблизи кромки, и при последующей сборке таких оболочек друг с другом возникает ступенька, что недопустимо [45]. При поузловой сварке часто возникают затруднения из-за несовпадения посадочных и присоединительных размеров собираемых после сварки узлов вследствие возникших перемещений, поэтому часто приходится выполнять подгонку отдельных узлов вручную, а иногда и осуществлять предварительную полную сборку, что существенно снижает возможности механизации и автоматизации сварочного производства.

Помимо конструктивных особенностей сварочного приспособления и условий закрепления изделия, на распределение остаточных деформаций после сварки влияют факторы, связанные с тепловложением в сварное изделие – величина вводимой погонной энергии и теплоотдача в медную подкладку.

Учитывая то, что в динамично развивающемся авиационном двигателестроении окончательная отработка режима сварки выполняется на полномасштабных и дорогостоящих узлах ТРД (турбореактивных двигателей) актуальным вопросом является получения расчетной модели, которая может обеспечить не только выбор режимов сварки, исключая необходимость в их экспериментальной корректировке на производстве, но и спрогнозировать остаточные деформации изделия после сварки.

Поскольку отработка режимов сварки во многих случаях осуществляется уже на готовых узлах, то целесообразно разработать расчетную модель для прогнозирования остаточных деформаций после сварки на примере реально используемого сварочного приспособления для сварки тонколистовой обечайки и фланца опоры турбины низкого давления (ТНД) на медной подкладке, которое представлено на Рисунке 4.1. Черной заливкой показано поперечное сечение сварного изделия.

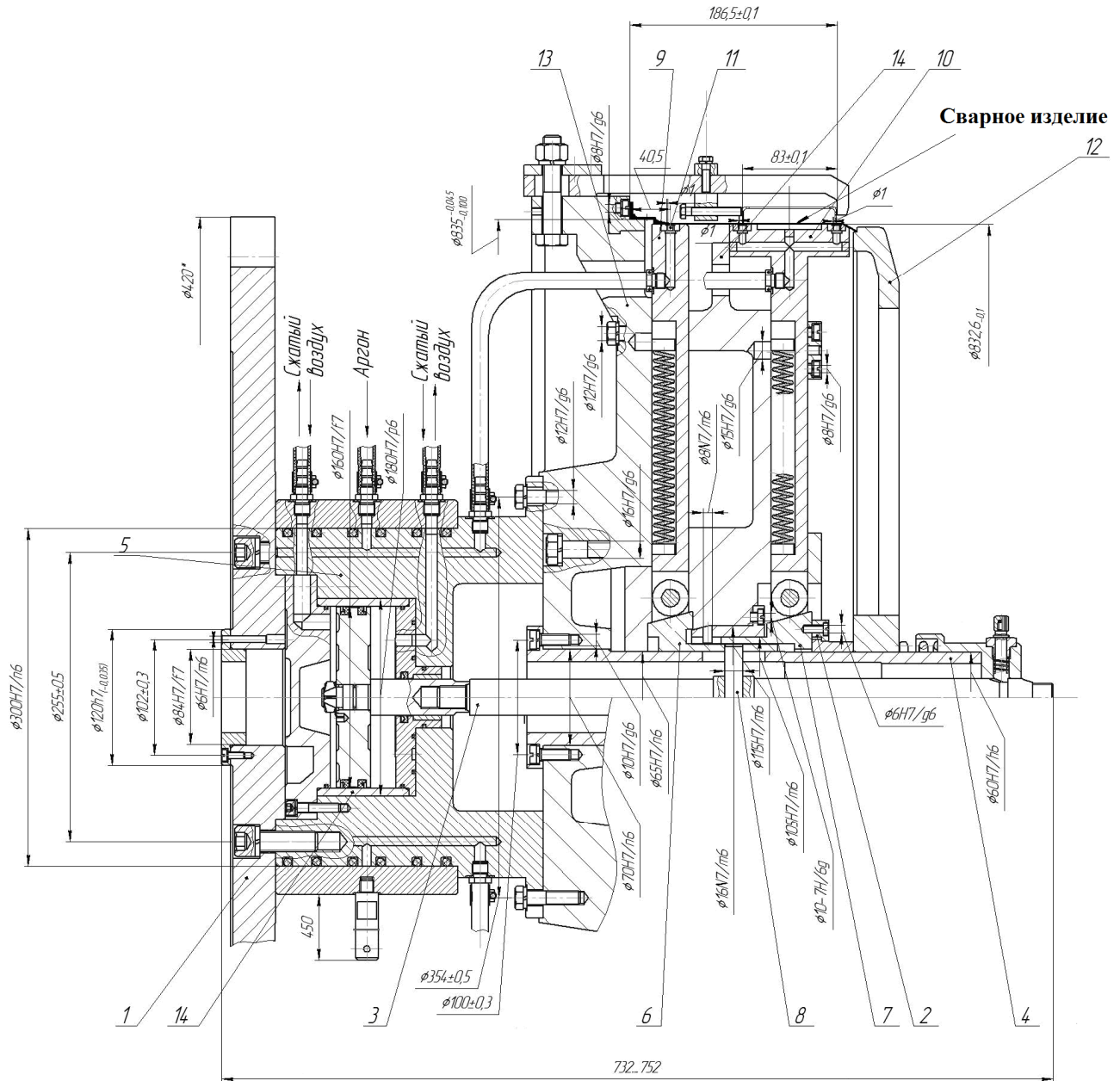


Рисунок 4.1. Приспособление для сварки кольцевого шва обечайки и фланца опоры турбины низкого давления двигателя АЛ-31Ф

Приспособление состояло из планшайбы 1, которая крепится на планшайбе вращателя; корпуса 2, внутри которого расположен шток пневмопривода 3, осуществляющего осевое поджатие сварного изделия; внутренней оси 4, внутри которой находится шток пневмопривода; аргонопроводящей свободной муфты 5; конусов 6 и 7, соединенные с осью штифтом 8, осуществляющие радиальное разжатие концентрических секторов

9 и 10 с медной подкладкой 11; прижима 12, предназначенного для осевого зажатия сварного изделия; упора 13, на котором фиксируется фланец сварного изделия; пневмоцилиндра 14, выполняющий функцию горизонтального перемещения штока. Все устройство собиралось на планшайбе 1, которая стягивается болтами с планшайбой вращателя.

Схема зажатия сварного изделия в приспособлении осуществлялась в несколько стадий:

1) Воздух под давлением подавался по рукавам в правую сторону от поршня пневмопривода 14 двустороннего действия. Перемещающийся в осевом направлении шток за счет конусов 6 и 7 приводил в действие концентрические сектора 9 и 10 в радиальном направлении в области стыкового соединения фланца и обечайки.

2) Происходило радиальное разжатие концентрическими секторами сварного изделия с последующим осевым зажатием прижимом 12.

Широко распространенные аналитические методы расчета напряжений и деформаций дают приближенную оценку и не позволяют учесть большинства факторов, влияющих на распределение деформаций после сварки на приспособлении. С развитием вычислительной техники для оценки собственных деформаций и напряжений конструкций появилась возможность применения конечно-элементного моделирования с использованием коммерческих пакетов программ общего назначения (ABAQUS, ANSYS, SolidWorks) и специализированного (SYSWELD, Weld Planner) программного обеспечения. Точность численных расчетов с использованием таких моделей существенно выше.

4.2. Численные методы расчета сварочных деформаций и напряжений

Для численного расчета деформаций и напряжений после сварки обычно используют прямой и косвенный методы [79, 95].

Прямой метод в основном используется в двунаправленных связанных задачах, в которых результат термического анализа влияет на механический (деформационный) анализ и наоборот термический зависит от механического.

Результатом механического анализа является картина распределения напряжений и деформаций. Для использования прямого метода выбранный элемент модели должен включать в себя как тепловые степени свободы, так и механические. Результаты термического и механического анализов могут быть получены в одно и то же время. Однако в некоторых случаях влияние механического анализа на термический настолько мало, что им можно пренебречь [95].

Косвенный метод может быть использован для решения связанных задач в одном направлении, то есть решения задачи термического и механического анализов выполняются раздельно. Распределение температуры для всех узлов может быть получено из термического анализа на первом этапе и использоваться как нагрузка на узлы для решения механического анализа на втором. При этом тепловые элементы должны быть преобразованы в механические элементы во втором шаге [95].

Механический анализ при связанном моделировании зависит от распределения температурного поля в термическом анализе. Тем не менее, необходимо соблюдать ряд важных мер для того, чтобы получить результаты, близкие к реальности [95]:

1. В механическом анализе должна быть точно такая же конечно-элементная сетка (тип и размер конечных элементов), что и в термическом анализе;

2. Тип элементов, используемых в термическом анализе должен быть изменен на соответствующий тип элемента для механического анализа;
3. После проведения термического анализа необходимо ввести механические свойства материала;
4. Переходная стадия механического анализа должна быть идентична с переходной частью термического анализа, это означает, что точное число шагов по времени и времени одного шага должны совпадать, чтобы избежать путаницы и ошибочных результатов;
5. Для каждого шага по времени механического анализа необходимо считывать макрос из текстового файла.

В соответствии с работами [96, 125] наиболее целесообразным выбором варианта поведения пластичности, поддерживаемых комплексом ANSYS, для построения термодформационной модели аргонодуговой стыковой однопроходной сварки тонколистовых образцов из коррозионно-стойкой стали аустенитного класса является модель билинейного кинематического упрочнения (Bilinear Kinematic Hardening, BKIN) [38], общий вид которой показан на Рисунке 4.2, а. Опция билинейного кинематического упрочнения (см. Рисунок 4.2, б) предполагает, что полный диапазон напряжений равен удвоенному значению предела текучести для учета эффекта Баушингера (Bauschinger) [36, 38, 96], согласно которому при повторном нагружении в противоположном направлении (сжатии), вследствие эффекта Баушингера, материал деформируется легче, чем если бы он деформировался под действием нагружения того же направления, что и предыдущее. Эффект обнаруживается при малых значениях предварительной деформации (до 1%), уменьшаясь при увеличении её величины [36]. Данная опция рекомендуется для общего использования при малых деформациях для материалов, подчиняющихся критерию пластичности Мизеса [38] (который включает в себя большинство используемых металлов).

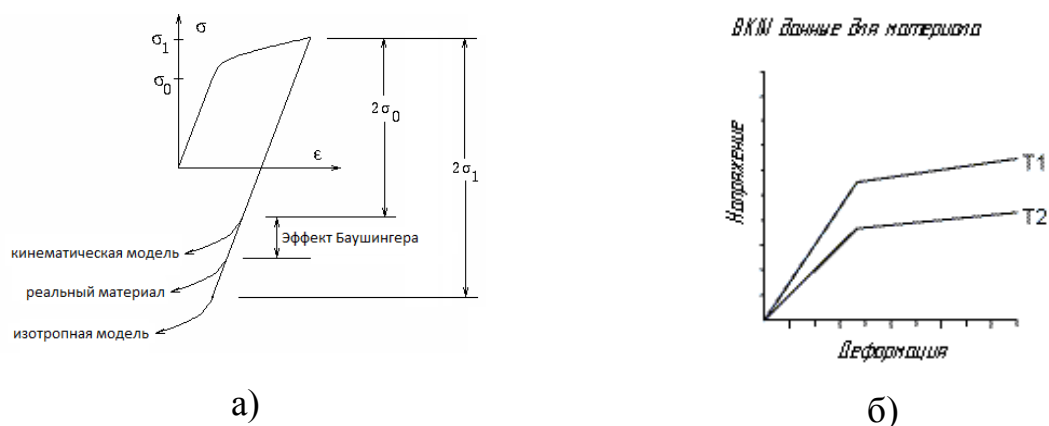


Рисунок 4.2. Эффект Баушингера (а) [38] и проявление билинейных кинематических свойств упрочнения в модели VKIN (б) [40]

Поскольку нашей задачей является оценка влияния геометрии сварного шва и условий закрепления изделия на распределение остаточных деформаций, целесообразно рассмотреть типы сварных швов, представляющие наибольший интерес при прогнозировании остаточных деформаций и наиболее часто встречающихся в конструкциях узлов и агрегатов ТРД в авиационной промышленности:

- 1) продольный сварной шов при сварке обечайки;
- 2) кольцевой сварной шов при сварке обечайки с фланцем на медной подкладке в приспособлении, представленном на Рисунке 4.1.

При моделировании остаточных деформаций в таких изделиях в качестве первого приближения рассматривалось полученное аргонодуговой сваркой стыковое соединение тонколистовых образцов одинаковой толщины с прижимом к медной подкладке.

4.3. Механические свойства аустенитной стали и описание термдеформационной модели

Для решения термдеформационной задачи воспользовались численным моделированием в пакете ANSYS/Multiphysics ver. 14. Тип используемых конечных элементов – гексаэдрический, размер в области сварного шва – 0,33 мм, в области термического влияния – 0,55 мм. Для термического анализа использовали трехмерные 20-ти узловые элементы SOLID 90, которые поддерживали функцию термического контакта. После выполнения термической задачи импортировали температурные поля на 3D-модель пластины без подкладки, но с использованием в качестве конечного элемента 8-ми узлового элемента SOLID 70.

Расчет деформаций проводился на основе неизотермической теории течения с применением языка параметрического проектирования APDL. Загрузку временного шага проводили в нестационарном состоянии в соответствии с итерационным методом Ньютона-Рафсона для вычисления перемещений внутри шага (не более 10 итераций на 1 шаг). Характер деформации модели и поведение пластичности по модели билинейного кинематического упрочнения (Bilinear Kinematic Hardening), учитывающего эффект Баушингера (Bauschinger), удовлетворял критериям текучести Мизеса. На Рисунке 4.3 показаны механические свойства стали 12X18H10T в зависимости от температуры.

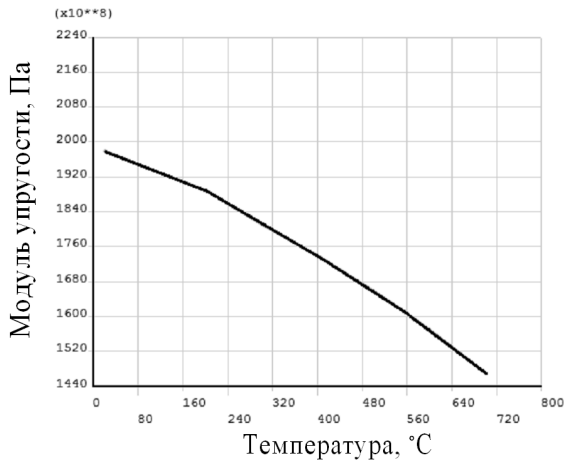
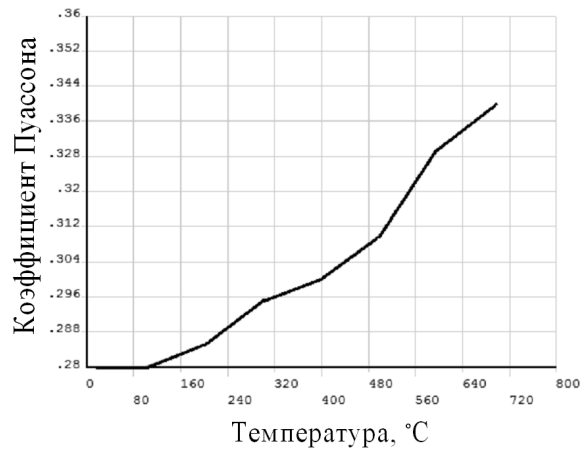
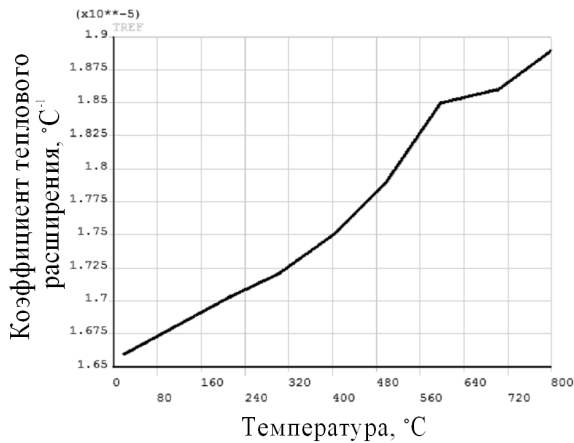
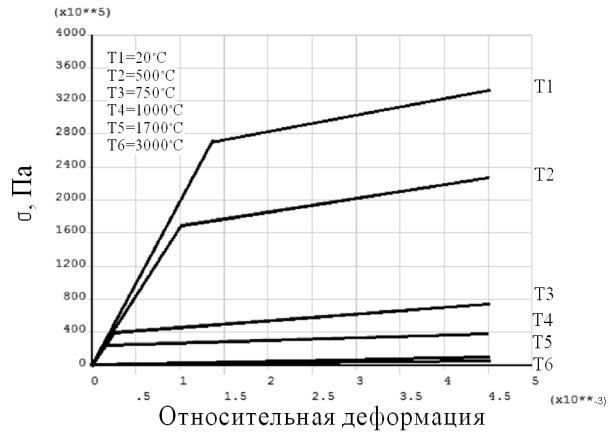
а) Зависимость $E(T)$ [70]б) Зависимость $\mu(T)$ [70]в) Зависимость $\alpha(T)$ [70]г) Зависимость $\epsilon(\sigma)$ [95]

Рисунок 4.3. Механические свойства стали 12X18H10T

Для механического анализа элемент SOLID 70 преобразовывался в соответствующий ему структурный элемент. Элементам SOLID 70 в структурном анализе соответствовал эквивалентный ему элемент SOLID 185, который так же является трехмерным 8-ми узловым элементом, но поддерживает явления пластичности, гиперэластичности, жесткости, ползучести и большие значения напряжений.

4.4. Расчет остаточных деформаций при аргодуговой сварке плоских образцов на подкладке

Численное моделирование остаточных деформаций пластины после сварки проводилось для режимов, соответствующих минимально и максимально вводимой погонной энергии в исследуемых диапазонах варьирования параметров режима сварки для следующих толщин коррозионно-стойкой стали аустенитного класса: толщина 1,5 мм – $I_{св}=115A$, $V_{св}=18$ и 27 м/ч; толщина 2,0 мм - $I_{св}=140A$, $V_{св}=16$ и 25 м/ч; толщина 3,0 мм - $I_{св}=210A$, $V_{св}=14$ и 20 м/ч. На режиме с максимально вводимой погонной энергией в исследуемых диапазонах варьирования параметров режима сварки была определена степень влияния ширины канавки в медной подкладке на распределение остаточных деформаций в области сварного шва для плоских образцов толщиной 1,5; 2,0 и 3,0 мм при ширине канавки $a=6$ и 8 мм.

Численное моделирование проводилось в 3 стадии (см. Рисунок 4.4) для максимального приближения к условиям нагрева и охлаждения металла стыкового соединения при сварке на подкладке с прижимами двух плоских образцов: стадия 1 (Loadstep 1) отображала условия закрепления модели при нагреве подвижным комбинированным источником теплоты; на второй стадии (Loadstep 2) во время охлаждения соединения происходила временная продольная и поперечная усадка стыкового сварного соединения ($t_2=30$ сек); на третьей стадии (Loadstep 3) стыковое сварное соединение высвобождалось и величина продольной $\Delta_{пр}$ и поперечной усадки $\Delta_{поп}$ стыкового соединения достигала своего максимального значения ($t_3=10$ сек).

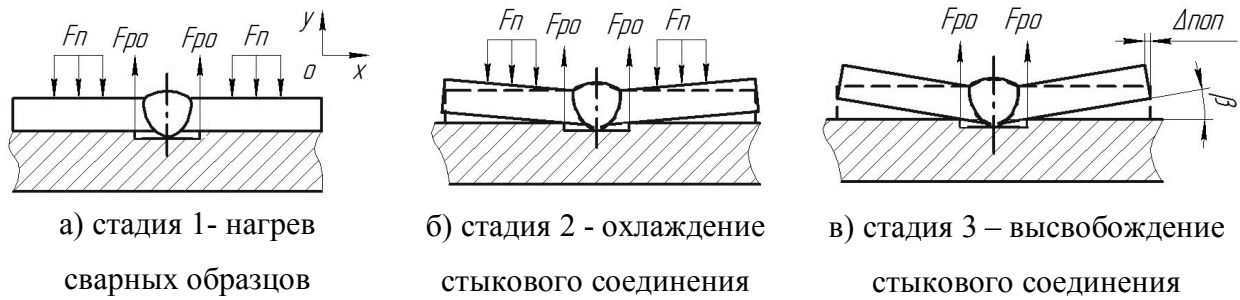


Рисунок 4.4. Схемы закрепления стыкового соединения из плоских образцов в процессе сварки и охлаждения

На Рисунке 4.5 показана реализация схемы закрепления в пакете ANSYS/Multiphysics. Для большей наглядности численной реализации термомодеформационной задачи в качестве 3D-модели использовалась пластина, построенная с помощью функции Extrude («вытянуть») из 2D-модели в плоскости XOY. Эта операция была необходима для того, чтобы использовать окна плотности сетки для уменьшения размеров конечных элементов в области сварного шва. После чего исходная конечно-элементная сетка 2D-модели была удалена. Стыковое соединение состояло из 2 плоских сварных образцов.

Для того чтобы ось симметрии сварного шва совпадала с плоскостью симметрии 3D-модели, поверхность, образованную осями симметрии шва, лишали степени свободы $X=0$. Красными стрелками показано усилие зажатия прижимов (Рисунок 4.5, а). С обратной стороны образца линии, обозначающие ширину канавки в медной подкладке, лишены свободы по $Y=0$. Для сохранения баланса сил расчетной схемы и улучшения схождения решения на лицевой и обратной поверхностях сварного шва выбиралось по одной точке с лишением степени свободы по $Z=0$.

Размер конечных элементов в 3D модели в зоне сварного шва составлял 0,4 мм, по краям пластины – 1,0 мм (см. Рисунок 4.5, б).

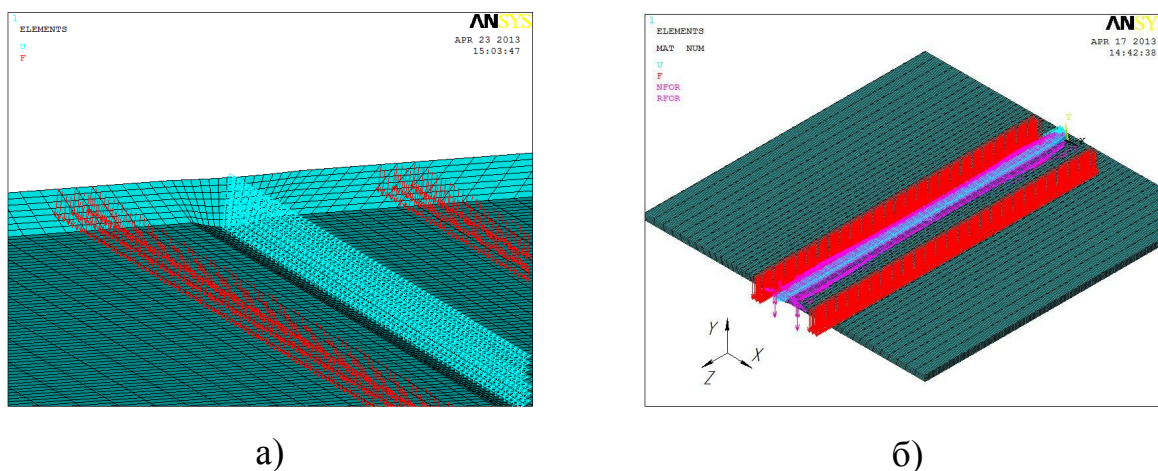


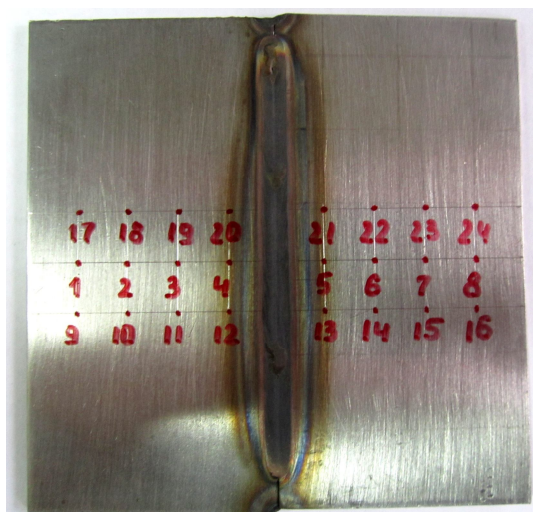
Рисунок 4.5. Условия закрепления 3D-модели в пакете ANSYS/Multiphysics

Для решения термического анализа задание нагрузок (тепловой поток, начальная температура, конвективный и лучистый теплообмен, контактная термическая проводимость) осуществлялось по рассмотренному ранее алгоритму (см. п. 3.1, Рисунок 3.4). Начальная температура стальной пластины и окружающей среды принималась постоянной и составляла 23 °С для всех численных экспериментов.

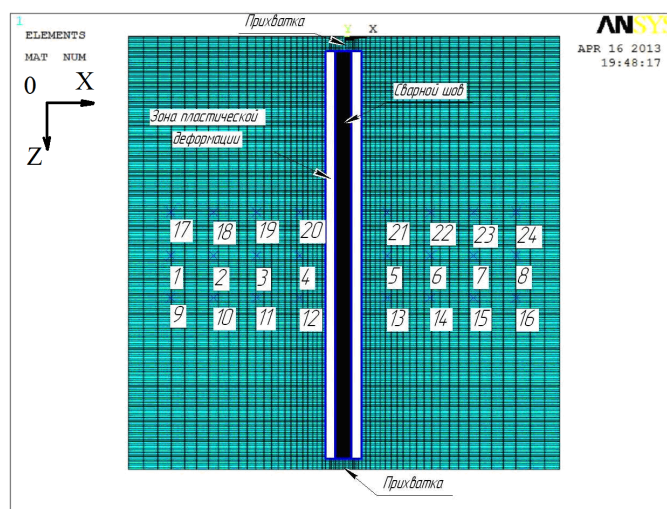
4.4.1. Верификация численной термдеформационной модели распределения остаточных деформаций при аргонодуговой сварке плоских образцов

Экспериментальная верификация модели осуществлялась на плоских образцах из тонколистовой коррозионно-стойкой стали аустенитного класса 12X18Н10Т размерами 100·50 мм и толщиной 1,5; 2,0 и 3,0 мм, прихваченных по торцам в соответствии с Рисунком 4.6, а на режимах АрДС с минимально и максимально вводимой погонной энергией $q_{п}$ в исследуемых диапазонах варьирования параметров режима сварки. Перед прихваткой образцы зачищались наждачной бумагой, а торцы тщательно подгонялись друг к другу заподлицо.

При сварке на всех режимах использовали вольфрамовые электроды WL-20 диаметром 3 мм с углом заточки 30° , длина межэлектродного промежутка составляла 3 мм. На каждом режиме было выполнено по 3 идентичные сварочные операции. Перед каждой сваркой на прихваченные образцы наносились риски (см. Рисунок 4.6, а), по поперечному перемещению которых после сварки определялась поперечная усадка стыкового соединения. Поперечное перемещение рисков измерялось с помощью инструментального микроскопа «БМИ-1Ц» с ценой деления ± 5 мкм. Схема расположения рисков на образце (см. Рисунок 4.6, а) и на конечно-элементной сетке 3D-модели (см. Рисунок 4.6, б).



а)



б)

Рисунок 4.6. Распределение рисков на образце до сварки (а) и на конечно-элементной сетке 3D-модели (б)

Угловая деформация образца определялась измерительной головкой «Renishow MP10» 5-координатного станка «Стерлитамак 500V5» по поперечному профилю образца до и после сварки. В Таблице 13 представлены значения угловых деформаций, полученные по экспериментальным данным как среднее значение по трем точкам, расположенным на одной прямой, параллельной оси OZ (см. Рисунок 4.6, б), и угловых деформаций по оси OY с численной термомодеформационной модели.

Угловая деформация сварного стыкового соединения по оси ОУ

Толщина образца, мм	1,5 мм		2,0 мм		3,0 мм	
Скорость сварки, м/ч	18	27	16	25	14	20
β по модели, °	0,62	0,73	1,40	0,98	1,70	1,17
β по экспериментам, °	0,78	0,72	1,30	1,20	1,82	1,30
Отклонение от эксперимента, %	21,0	1,4	7,1	18,3	6,6	10,0

Анализ данных Таблицы 13 показывает, что среднее отклонение угловых деформаций численной модели от экспериментальных данных не превышает 21% для всех режимов. Вследствие угловой деформации пластины после сварки возникает поперечная усадка. На Рисунках 4.7 - 4.9 показана величина поперечной усадки: сплошной линией – относительное перемещение узлов конечно-элементной модели; пунктирной – относительное перемещение рисок, нанесенных на прихваченный образец и штрихпунктирной линией – результат вычисления поперечной усадки по формуле (1.25), где α – коэффициент термического расширения, приняли $\alpha=18 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, $c_p=4,75 \cdot 10^6 \text{ Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$ [18]. Цифрами 1 и 2 на Рисунках 4.7 – 4.9 указаны максимальная и минимальная погонная энергия в исследуемых диапазонах режимов сварки.

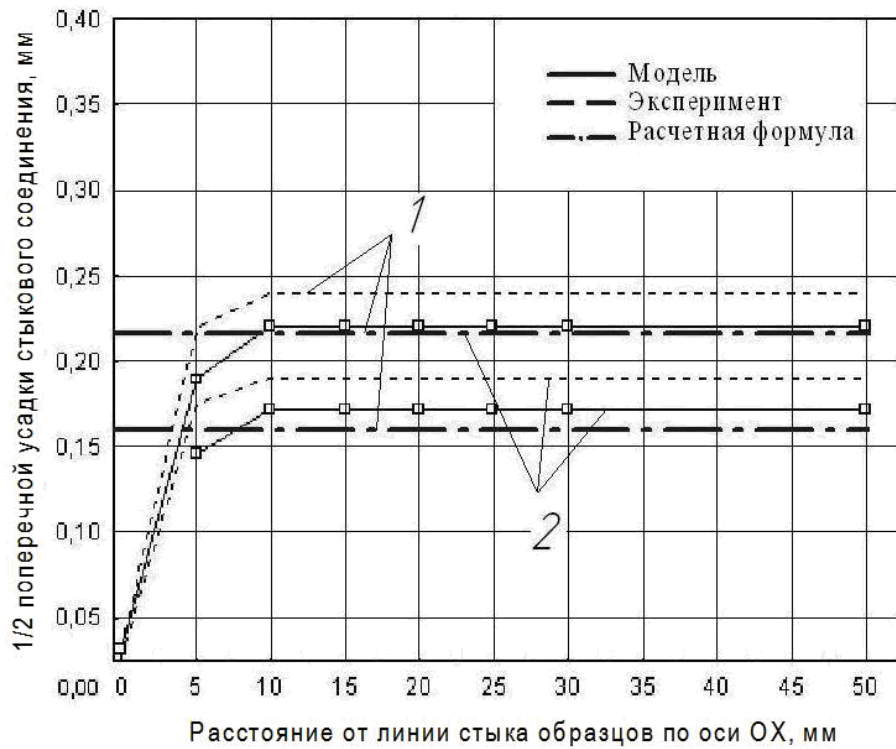


Рисунок 4.7. $\frac{1}{2}$ поперечной усадки стыкового сварного соединения
толщиной 1,5 мм

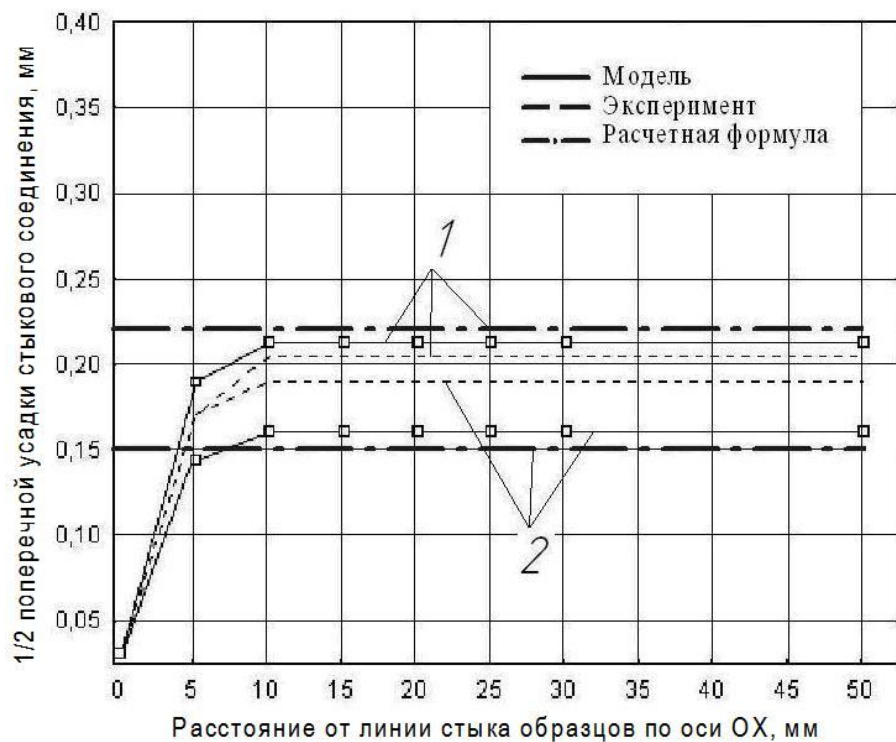


Рисунок 4.8. $\frac{1}{2}$ поперечной усадки стыкового сварного соединения
толщиной 2,0 мм

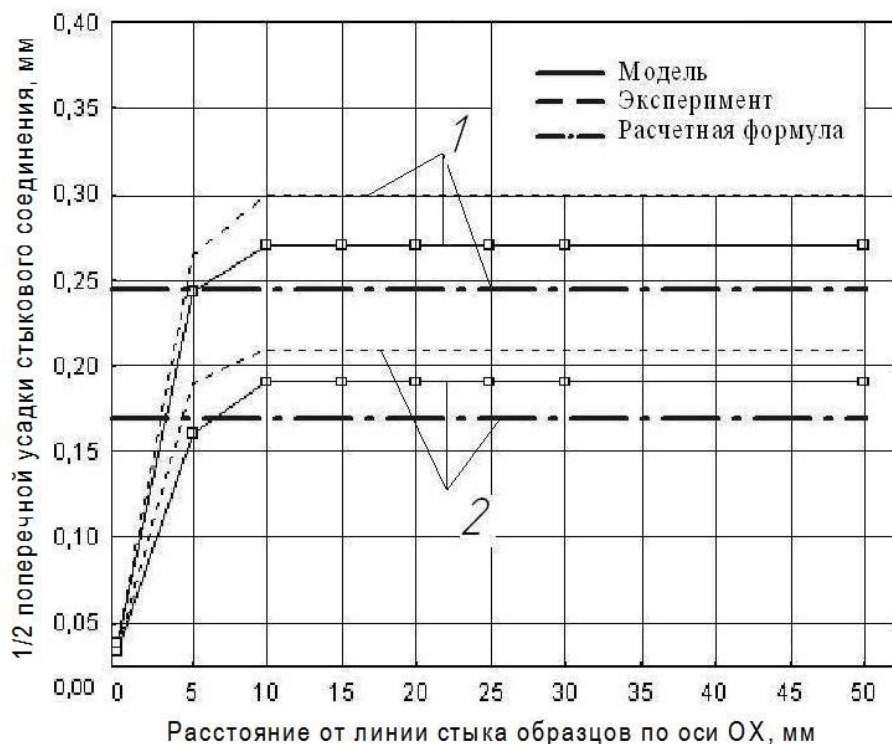


Рисунок 4.9. $\frac{1}{2}$ поперечной усадки стыкового сварного соединения толщиной 3,0 мм

Из анализа Рисунков 4.7 - 4.9 видно, что погрешность измерения поперечной усадки стыкового соединения по численной расчетной модели в сравнении с экспериментальными данными не превышала 23%, а отличие поперечной усадки численной модели и вычисленной по формуле (1.25) составляло не более 17%.

Определение величины продольной усадки осуществлялось по формулам (1.21 – 1.23). В Таблице 14 показаны значения продольной усадки стыкового соединения по результатам численного моделирования и рассчитанные по формулам (1.21 – 1.23).

Значения продольной усадки сварного стыкового соединения
в крайних точках параметров режима сварки

Толщина пластины, мм	1,5 мм		2,0 мм		3,0 мм	
Скорость сварки, м/ч	18	27	16	25	14	20
$\Delta_{пр}$ по модели, мм	0,291	0,201	0,286	0,180	0,267	0,216
$\Delta_{пр}$ по формуле (1.21), мм	0,335	0,240	0,340	0,230	0,373	0,290
Отклонение от численного эксперимента, %	13,1	16,3	15,9	21,7	28,4	25,5

Таким образом, разработанную на основе термической задачи численную модель оценки влияния термодформационного цикла сварки на распределение остаточных деформаций можно использовать для прогнозирования величины продольной и поперечной усадки при АрДС плоских образцов на подкладке с погрешностью не более 28,4%.

4.4.2. Результаты численного моделирования влияния термодформационного цикла аргодуговой сварки плоских образцов на распределение остаточных деформаций

Результаты численного моделирования влияния термодформационного цикла сварки пластины толщиной 3,0 мм на распределение остаточных деформаций показаны на Рисунках 4.10 - 4.12. Режим сварки – $I_{св}=210\text{А}$, $V_{св}=14$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм, $q_{п}=383$ кДж/м. Распределение относительных перемещений узлов по оси ОУ и угловая деформация β стыкового соединения показаны на Рисунке 4.10. Контурной линией показана исходная форма пластины перед сваркой.

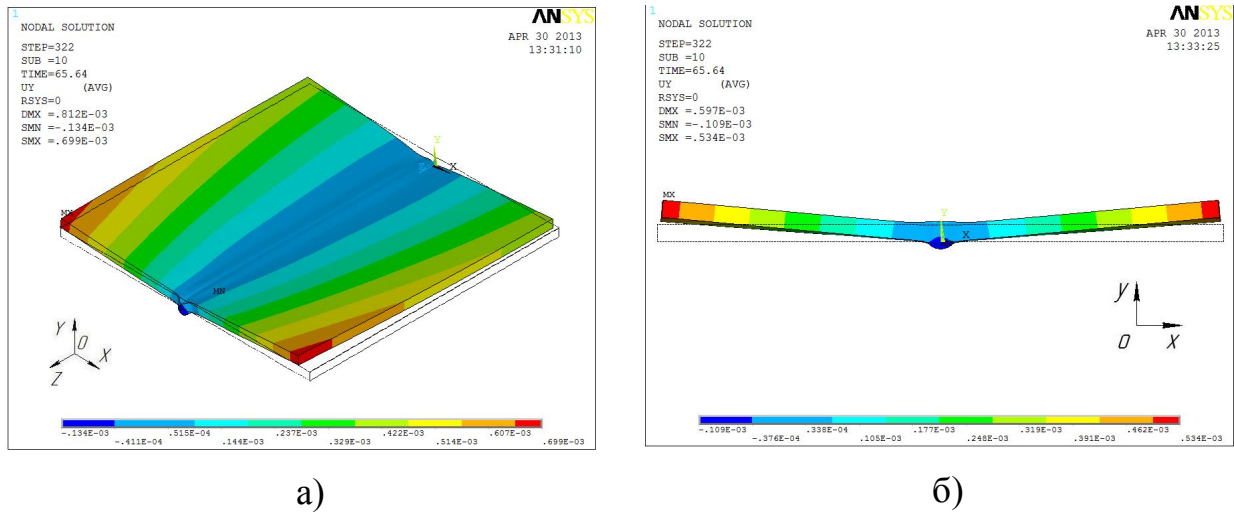


Рисунок 4.10. Распределение относительных перемещений узлов по оси OY (а) и угловая деформация β стыкового соединения (б). Масштабный коэффициент χ_8

На Рисунке 4.11 показано распределение относительных перемещений узлов по оси OX, соответствующее поперечной усадке стыкового сварного соединения. Некоторая асимметрия в распределении полей перемещений относительно центральной осевой линии по оси OX вызвана тем, что в начале сварки распределение температуры от подвижного комбинированного источника нагрева не достигло квазистационарного режима нагрева.

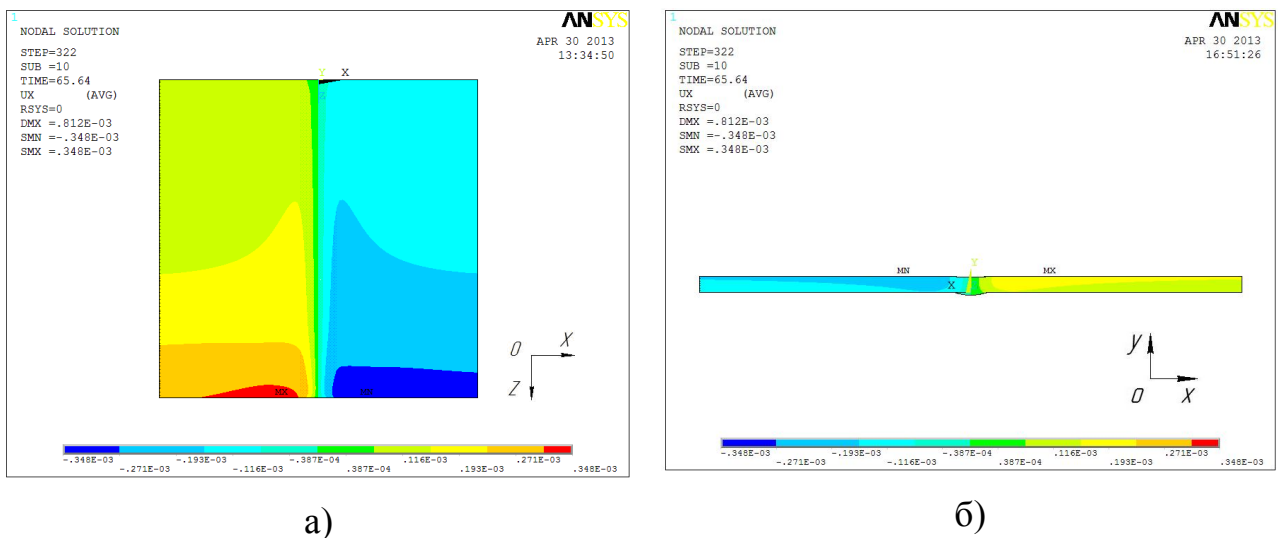


Рисунок 4.11. Распределение относительных перемещений узлов по оси OX (а) и поперечная усадка стыкового соединения $\Delta_{\text{поп}}$ (б)

Распределение продольных перемещений узлов по оси OZ 3D-модели и продольная усадка стыкового соединения $\Delta_{пр}$ показаны на Рисунке 4.12.

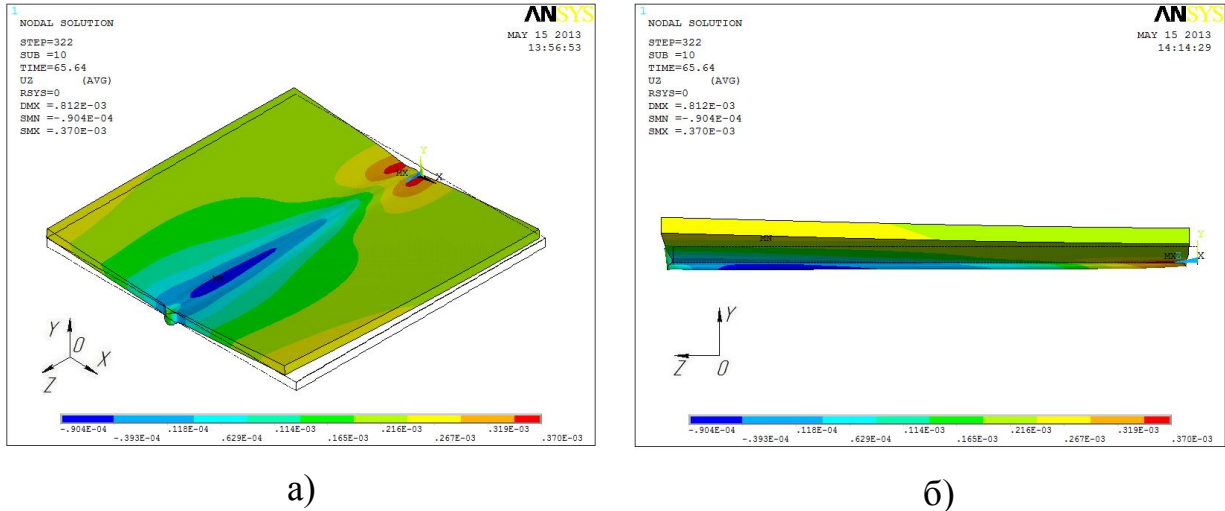


Рисунок 4.12. Продольные перемещения узлов по оси OZ (а) и продольная усадка стыкового соединения $\Delta_{пр}$ (б). Масштабный коэффициент $\times 8$

Зоны пластических деформаций в области сварного шва показаны на Рисунках 4.13-4.15. Распределение ϵ_x пластических деформаций с лицевой (а) и обратной (б) сторонам сварного шва показано на Рисунке 4.13.

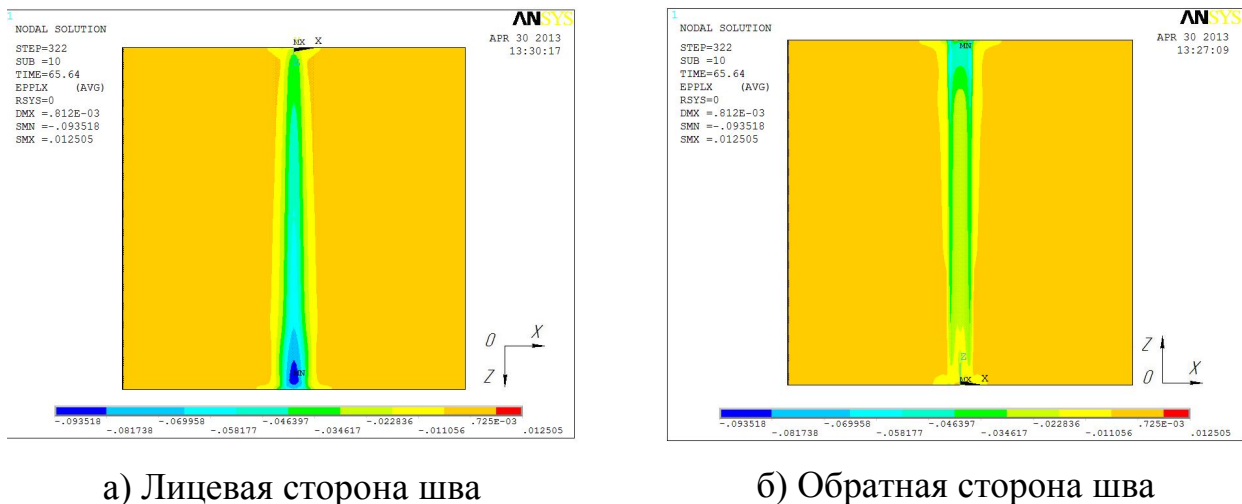
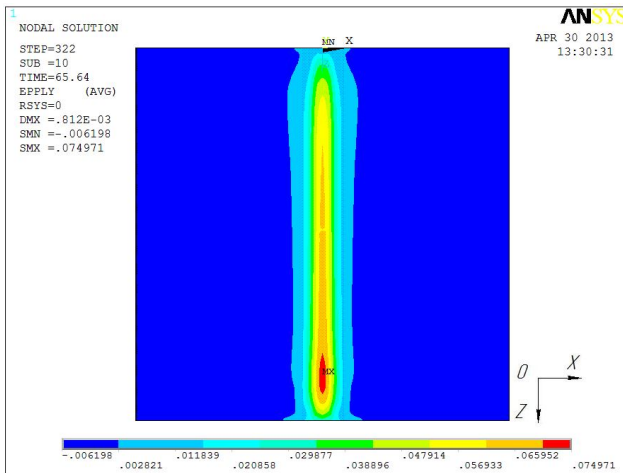
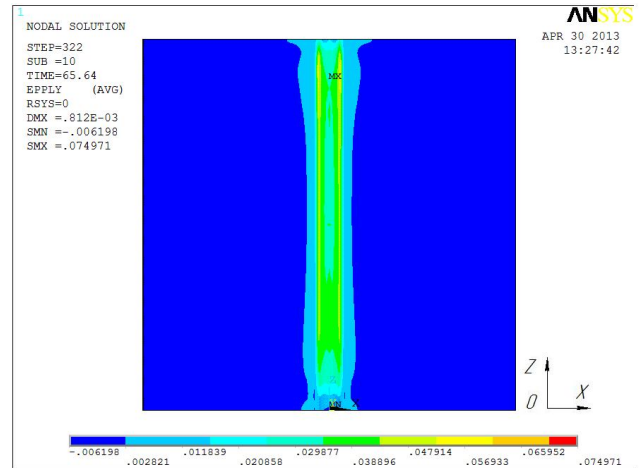


Рисунок 4.13. Распределение ϵ_x пластических деформаций

Распределение ϵ_y пластических деформаций с лицевой (а) и обратной (б) сторонам сварного шва показано на Рисунке 4.14.



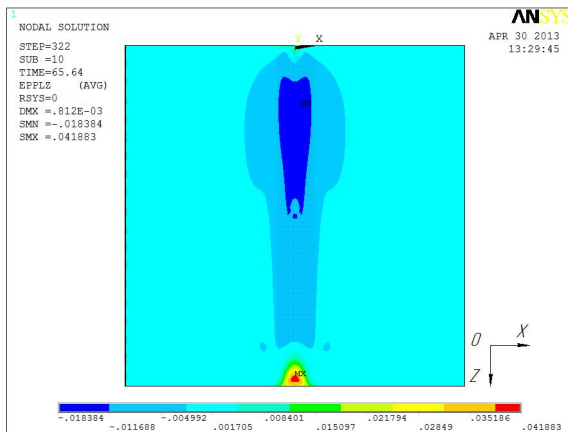
а) Лицевая сторона шва



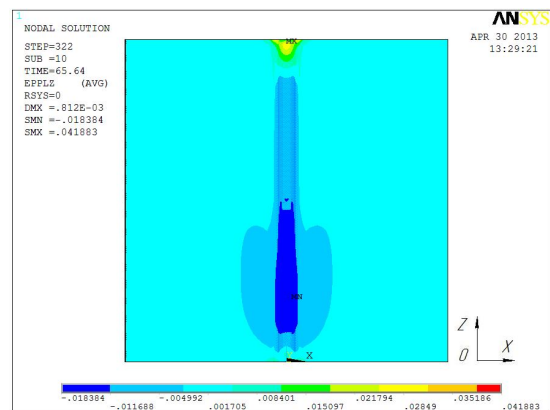
б) Обратная сторона шва

Рисунок 4.14. Распределение ε_y пластических деформаций

Распределение ε_z пластических деформаций с лицевой (а) и обратной (б) сторонам сварного шва показано на Рисунке 4.15.



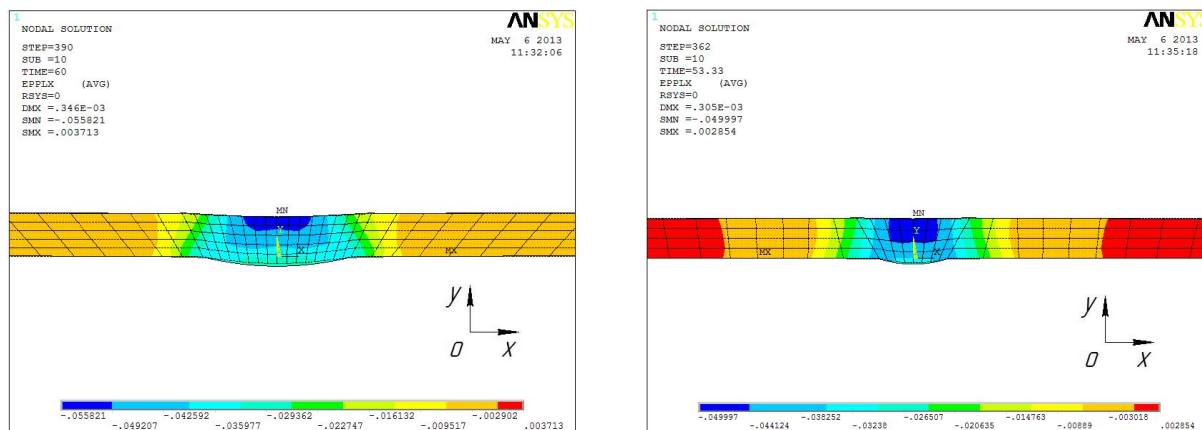
а) Лицевая сторона шва



б) Обратная сторона шва

Рис. 4.15. Распределение ε_z пластических деформаций

Исходя из точности вычислений данных по модели, приняли величину значимой пластической деформации $\varepsilon_{\text{пл.ост.}} > 1\%$. На Рисунке 4.16 представлено распределение полей поперечных пластических деформаций по Мизесу в области сварного шва в плоскости XOY.



а) $\delta=1,5$ мм, $I_{CB}=115$ А, $V_{CB}=18$ м/ч

б) $\delta=1,5$ мм, $I_{CB}=115$ А, $V_{CB}=27$ м/ч

Рисунок 4.16. Распределение полей поперечных пластических деформаций по Мизесу в области сварного шва в плоскости XOY

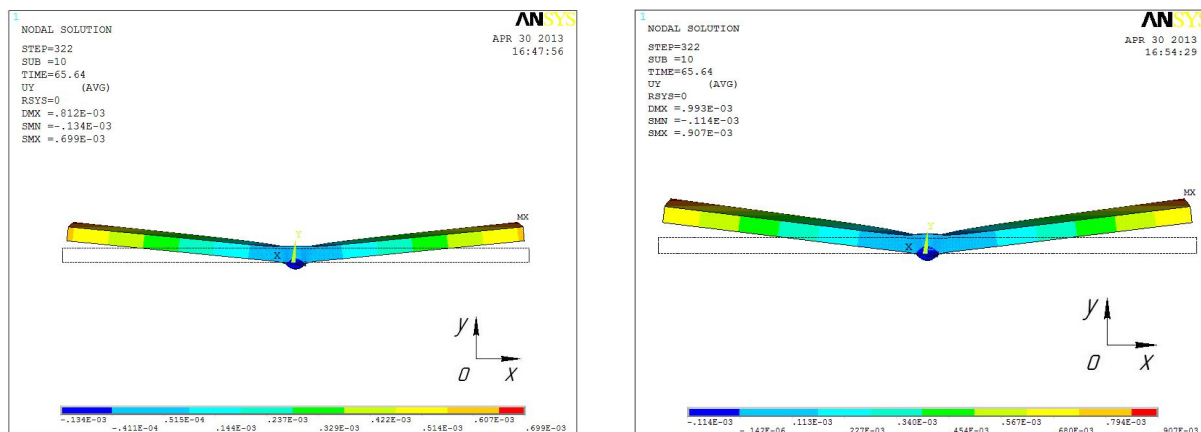
Значения ширины зоны пластической деформации в области сварного шва для различных толщин материала представлены в Таблице 15.

Таблица 15.

Ширина зоны поперечной пластической деформации с лицевой и обратной стороны сварного шва

Толщина образца, мм	1,5 мм		2,0 мм		3,0 мм	
Скорость сварки, м/ч	18	27	16	25	14	20
Ширина зоны с лицевой стороны шва, мм	9,0	8,6	8,6	7,9	9,9	9,2
Ширина зоны с обратной стороны шва, мм	9,0	8,8	10,6	7,9	11,3	8,1

В результате численного решения термомеханической задачи было определено влияние ширины канавки в медной подкладке на поперечную усадку $\Delta_{\text{поп}}$ и угловую деформацию β стыкового сварного соединения, результаты измерения которых представлены на Рисунках 4.17 - 4.18. Режим сварки – $I_{CB}=210$ А, $V_{CB}=14$ м/ч, $l_{\text{МП}}=3$ мм, $q_{\text{П}}=383$ кДж/м.

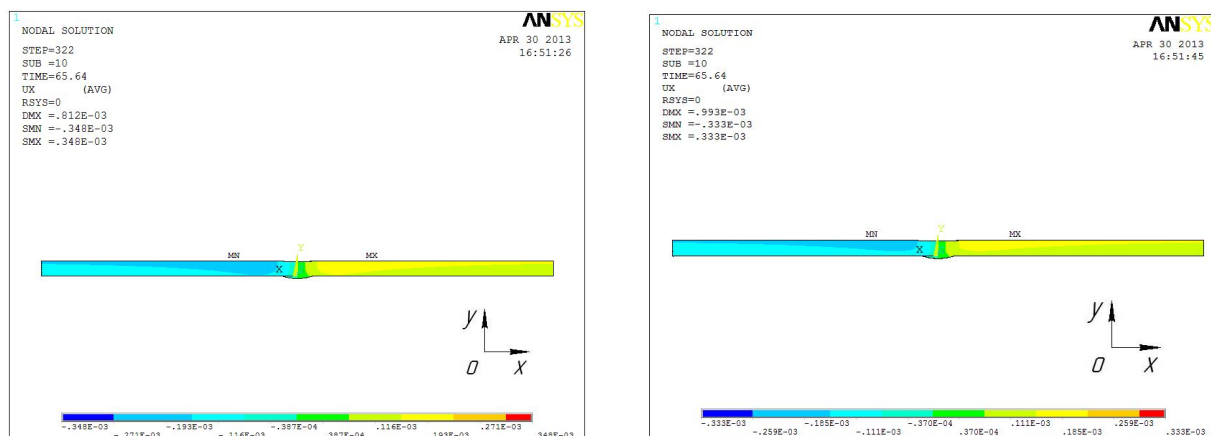


а) Ширина канавки 8 мм

б) Ширина канавки 6 мм

Рисунок 4.17. Угловая деформация β стыкового соединения. Масштабный коэффициент χ_8

В результате численного моделирования напряженно-деформированного состояния стыкового сварного соединения установлено, что при АрДС плоских образцов толщиной 3,0 мм на медной подкладке на распределение остаточных деформаций при фиксированном усилии прижимов оказывает влияние ширина канавки. При ее уменьшении с 8 до 6 мм угловая деформация снижается с $1,04^\circ$ до $0,8^\circ$ на режиме с $q_{\text{п}}=383$ кДж/м за счет более интенсивной теплоотдачи в подкладку. Для образцов с толщинами 1,5 и 2,0 мм на режимах с $q_{\text{п}}=156$ кДж/м и 234 кДж/м (максимально вводимая погонная энергия, полученная в результате экспериментов для этих толщин) соответственно угловая деформация стыкового сварного соединения при изменении ширины канавки с 8 до 6 мм практически не изменяется, поскольку для тонких листов при соотношениях ширины шва и ширины обратного валика, близких к единице, поперечные деформации примерно одинаковы по высоте сварного соединения.



а) Ширина канавки 8 мм

б) Ширина канавки 6 мм

Рисунок 4.18. Поперечная усадка $\Delta_{\text{поп}}$ стыкового сварного соединения

Поперечная усадка при АрДС плоских образцов толщиной 3,0 мм на подкладке с шириной канавки 6 мм меньше в среднем на 8%, чем на подкладке с шириной канавки 8 мм. Ширина зоны поперечной пластической деформации по Мизесу с обратной стороны шва в плоскости XOY при сварке на подкладке с шириной канавки 6 мм меньше на 5,5%, чем при сварке образцов толщиной 3,0 мм на подкладке с шириной канавки 8 мм на тех же режимах сварки, что, очевидно, вызвано более интенсивной теплоотдачей в подкладку.

Зависимости величин поперечной и продольной усадки, полученных по результатам численного моделирования, от вводимой погонной энергии при сварке имеют выраженный линейный характер и представлены на Рисунке 4.19: а, б – 1/2 поперечной усадки стыкового соединения для режимов сварки с $l_{\text{мп}}=2$ мм и 3 мм соответственно; в, г – продольная усадка стыкового соединения.

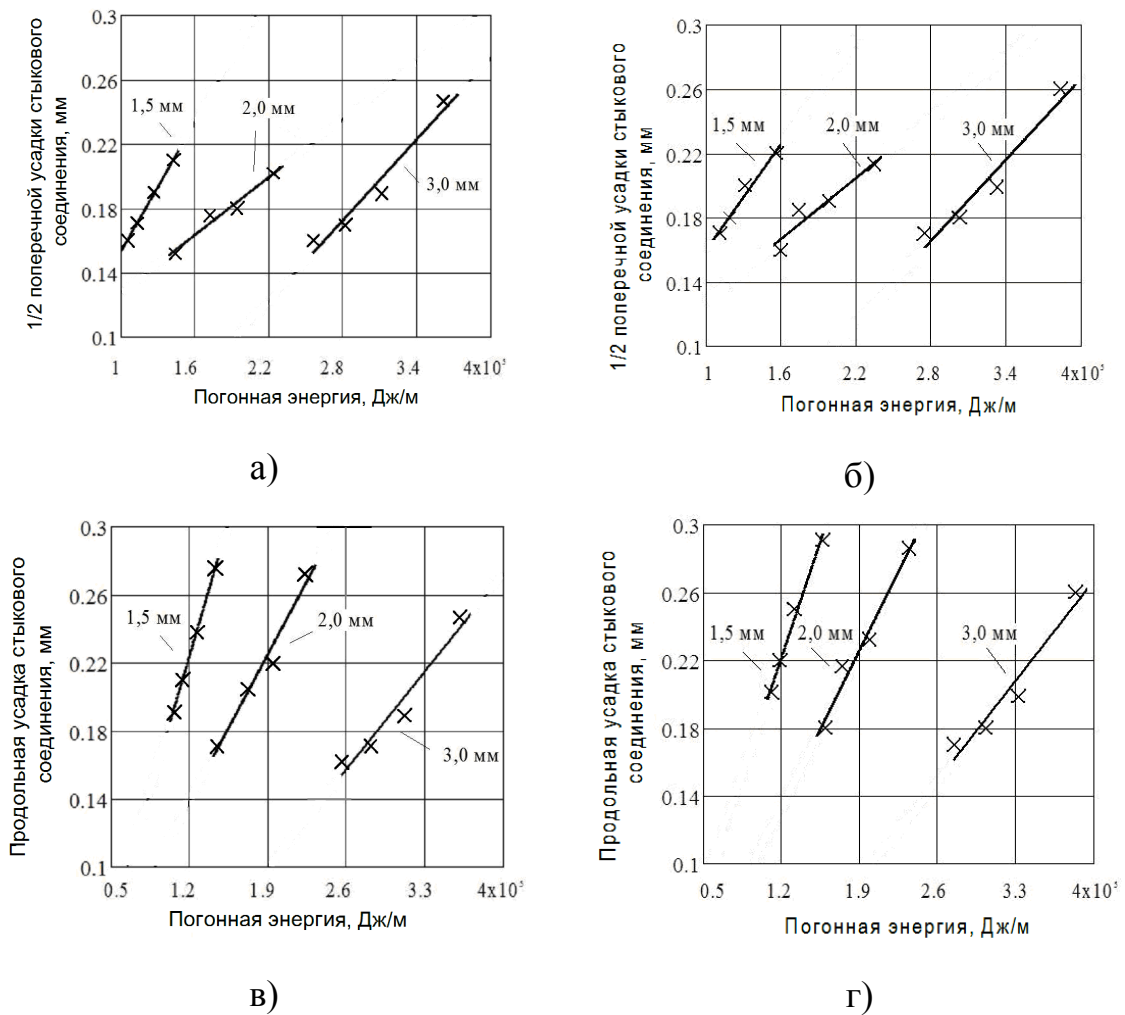


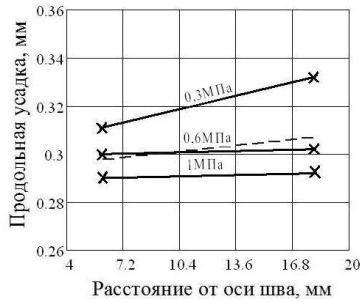
Рисунок 4.19. Зависимость поперечной $\Delta_{\text{поп}}$ (а, б) и продольной усадки $\Delta_{\text{пр}}$ (в, г) стыкового соединения от введенной погонной энергии

Используя линейную аппроксимацию в пакете MathCad по методу наименьших квадратов, получили количественные зависимости величин полной поперечной и продольной усадки стыкового соединения от вводимой погонной энергии при сварке, которые представлены для исследуемых толщин материала в Таблице 16.

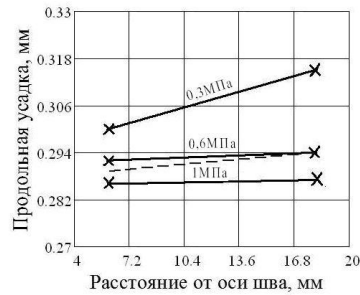
Количественная взаимосвязь поперечной и продольной усадки стыкового соединения и вводимой погонной энергии при сварке

Толщина металла, мм	Поперечная усадка $\Delta_{\text{поп}}$, мм		Продольная усадка $\Delta_{\text{пр}}$, мм	
	$l_{\text{МП}}=2$ мм	$l_{\text{МП}}=3$ мм	$l_{\text{МП}}=2$ мм	$l_{\text{МП}}=3$ мм
1,5	$0,068 + 5,991 \cdot 10^{-7} \cdot q_{\text{п}}$	$0,065 + 6,341 \cdot 10^{-7} \cdot q_{\text{п}}$	$-9,169 \cdot 10^{-3} + 1,235 \cdot 10^{-6} \cdot q_{\text{п}}$	$-0,026 + 1,327 \cdot 10^{-6} \cdot q_{\text{п}}$
2,0	$-0,063 + 8,404 \cdot 10^{-7} \cdot q_{\text{п}}$	$-0,07 + 8,425 \cdot 10^{-7} \cdot q_{\text{п}}$	$-0,056 + 8,218 \cdot 10^{-7} \cdot q_{\text{п}}$	$-0,07 + 8,425 \cdot 10^{-7} \cdot q_{\text{п}}$
3,0	$-0,019 + 1,34 \cdot 10^{-6} \cdot q_{\text{п}}$	$-1,101 + 10^{-6} \cdot q_{\text{п}}$	$-0,045 + 2,25 \cdot 10^{-6} \cdot q_{\text{п}}$	$-0,014 + 1,964 \cdot 10^{-6} \cdot q_{\text{п}}$

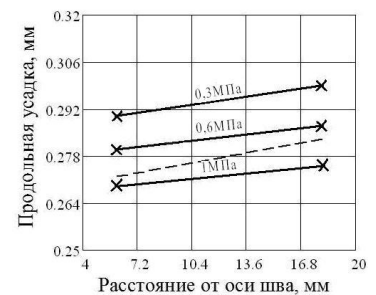
Для учета влияния расположения прижимов относительно оси шва и давления их прижатия на продольную усадку проводили проверку адекватности в области применения численной термомодеформационной модели при АрДС с давлением прижимов 0,3 и 1 МПа, обеспечивающих отсутствие проскальзывания образцов при сварке и их остывании в приспособлении. На Рисунке 4.20 показана линейная зависимость продольной усадки стыкового сварного соединения от расстояния от оси сварного шва прижимов при различном давлении на образцы, полученная в результате обработки данных численного моделирования в пакете MathCad: сплошной линией показаны результаты численного моделирования, пунктирной – данные по результатам 3 экспериментов при давлении прижимов 0,6 МПа на расстоянии 6 и 18 мм от оси шва соответственно.



а) толщина 1,5 мм



б) толщина 2,0 мм



в) толщина 3,0 мм

Рисунок 4.20. Изменение продольной усадки стыкового соединения в зависимости от расположения прижимов и давления на образцы толщиной 1,5 мм (а); 2,0 мм (б) и 3,0 мм (в)

Из анализа рисунка 4.20, а и б видно, что давление прижимов на сварной образец, обеспечивающее отсутствие продольного проскальзывания образца толщиной 1,5 и 2,0 мм, по результатам численного моделирования составляет 0,6 МПа, что подтверждается экспериментальными данными с погрешностью не более 9,3 %. На рисунке 4.20, в отчетливо заметно изменение продольной усадки в зависимости от расположения прижимов от оси шва, при этом прикладываемое давление даже на уровне 1 МПа недостаточно для фиксации и не гарантирует отсутствие проскальзывания сварного образца толщиной 3,0 мм.

4.5. Методика численного моделирования влияния термомодеформационного цикла аргодуговой сварки стыковых соединений на медной подкладке на остаточные деформации тонколистовых конструкций

При реализации методики численного моделирования влияния термомодеформационного цикла АрДС стыковых соединений при АрДС тонколистовых конструкций на медной подкладке использовалась следующая последовательность действий.

- 1) В качестве входных задавались следующие данные:

- Геометрические размеры сварного шва;
- Скорость комбинированного источника нагрева;
- Условия охлаждения изделия;
- Условия закрепления сварного изделия в сборочно-сварочном

приспособлении;

- Материал.

2) Постановка термомеханической задачи осуществлялась в несколько этапов:

- Изменение типа решаемой задачи с термической на механическую;
 - Изменение вида конечного элемента термической задачи на эквивалентный ему элемент деформационной задачи;
 - Выбор модели поведения пластичности материала с билинейным кинематическим упрочнением;
 - Задание механических свойств материала с изменением температуры ($E(T)$, $\mu(T)$, $\alpha(T)$ и $\varepsilon(\sigma(T), \partial\varepsilon/\partial T)$);
 - Задание условий закрепления лишением степень свободы соответствующих узлов и плоскостей 3D-модели;
 - Приложение нагрузки к узлам 3D-модели, имитирующей зажатие прижимами;
 - Настройка решателя для следующих стадий:
- 2.1) Стадия нагрева, имитирующая нагрева изделия при сварке:
- Задание времени расчета, соответствующего времени стадии нагрева термической задачи;
 - Задание шага по времени, соответствующего шагу по времени термической задачи нагрева;
 - Задание сходимости итераций (не менее 50);
 - Запуск расчета с помощью текстового файла с написанным скриптом.

2.2) Стадия охлаждения, имитирующая охлаждение сварного изделия на подкладке:

- Задание времени расчета, соответствующего времени стадии нагрева термической задачи;
- Задание шага по времени, соответствующего шагу по времени термической задачи охлаждения;

2.3) Стадия высвобождения:

- Снятие приложенной нагрузки;
- Задание шага по времени, соответствующее шагу по времени термической задачи высвобождения;
- Задание сходимости итераций (не менее 50);
- Запуск расчет с помощью текстового файла с написанным скриптом.

3) Реализация методики:

Решение термодеструкционной задачи представлено в виде распределения полей напряжений и деформаций, тензоров напряжений, относительных перемещений узлов 3D-модели.

При решении термодеструкционной задачи были использованы следующие допущения и упрощения:

- Параметры режима ($V_{св}$, $q_{нкp}/q_{лин}$, коэффициент k сосредоточенности нормально-кругового источника нагрева) принимаются в соответствии со статистической моделью;
- Температурное поле от комбинированного источника нагрева определяется по численной модели теплопередачи при АрДС на подкладке;
- На стадии нагрева изделия не учтено изменение площади зоны контакта «изделие-медная подкладка» за счет временных деформаций;
- Поведение теплофизических и механических свойств материала с изменением температуры ($\lambda(T)$, $c(T)$, $\rho(T)$, $E(T)$, $\mu(T)$, $\alpha(T)$ и $\varepsilon(\sigma(T), \partial\varepsilon/\partial T)$);
- Модель упругопластического тела с билинейным кинематическим упрочнением.

4.6. Расчет остаточных деформаций при сварке продольного шва обечайки

Для примера использования разработанной численной термомодеформационной модели в качестве модели для прогнозирования величины коробления изделия после АрДС в приспособлении рассмотрели продольный сварной шов обечайки корпуса наружной опоры турбины (см. Рисунок 4.21, а). Размер обечайки – диаметр 834 мм, толщина стенки 1,5 мм, длина – 166 мм.

Для описания границ геометрии продольного стыкового сварного шва использовали комбинацию линейного и нормально-кругового источников нагрева. Граничные условия конвективной, контактной теплоотдачи и теплоотдачи излучением, схема задания комбинированного источника нагрева и распределение эффективной мощности между источниками нагрева совпадали с условиями описания численной модели теплопередачи при АрДС на подкладке (см. также п. 3.1, Рисунки 3.2 и 3.4). В качестве входных данных для моделирования термической задачи использовались результаты экспериментальных исследований (см. п. 2.5, Таблица 9 и Рисунки 2.7 - 2.12, а также п. 2.6, Рисунки 2.14 и 2.15). Описание численной термомодеформационной модели для оценки остаточных деформаций в продольном сварном шве соответствовало п. 4.2. и 4.3.

Реализация термической задачи в пакете ANSYS/Multiphysics показана на Рисунке 4.21, б. 3D-модель обечайки состояла из двух половинок. Размер конечных элементов в 3D-модели в зоне сварного шва составлял 0,5 мм, количество промежуточных слоев конечных элементов по толщине образца – 3.

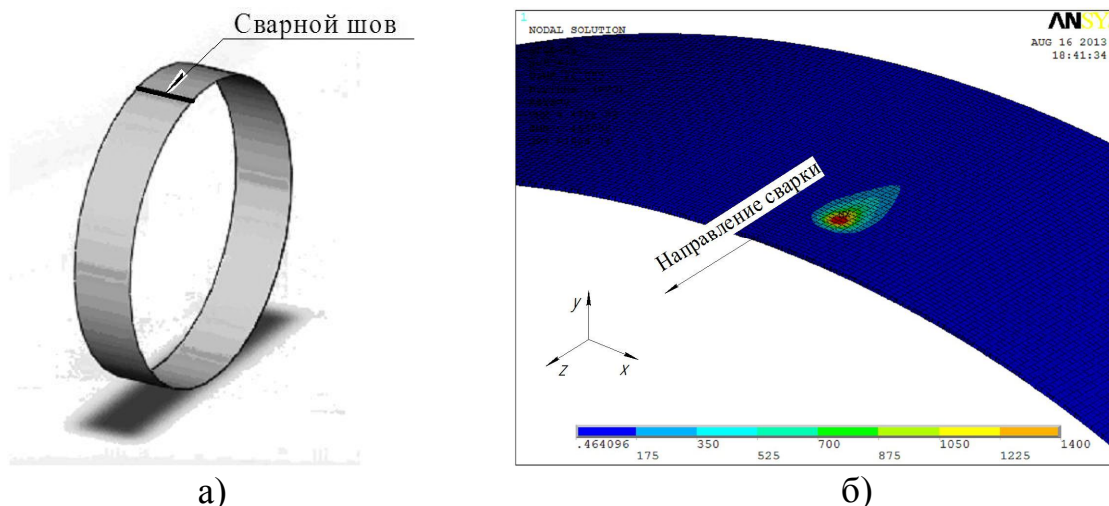


Рисунок 4.21. Продольный сварной шов обечайки (а) и численное решение термической задачи в виде распределения температурных полей при сварке (б)

Для того, чтобы ось симметрии сварного шва совпадала с плоскостью симметрии, поверхность, образованную осями симметрии шва, лишали степени свободы $X=0$. С внутренней стороны обечайки линии, обозначающие ширину канавки в медной подкладке, лишены свободы по $Y=0$. Для сохранения баланса сил расчетной схемы и улучшения схождения решения на лицевой и обратной поверхностях сварного шва выбиралось по одной точке с лишением степени свободы по $Z=0$.

Численное моделирование проводилось в 3 стадии (см. Рисунок 4.22) для максимального приближения к условиям нагрева и охлаждения металла продольного сварного шва при сварке на подкладке с прижимами. Стадия 1 (Loadstep 1) отображала условия закрепления модели обечайки при нагреве подвижным комбинированным источником теплоты: $F_{\text{п}}$ – распределенное усилие, создаваемое прижимами; $F_{\text{ро}}$ – сила реакции опоры по линии касания торцов канавки в медной подкладке (на стадии нагрева величина $F_{\text{ро}}$ мала, однако ее необходимо было учитывать для сохранения силового баланса схемы). На стадии 2 (Loadstep 2) во время охлаждения обечайки происходила временная продольная и поперечная усадка свариваемых половинок обечайки

($t_2=30$ сек). На стадии 3 (Loadstep 3) происходило высвобождение обечайки и величина продольной $\Delta_{пр}$ и поперечной усадки $\Delta_{поп}$ обечайки достигала своего максимального значения ($t_3=10$ сек).



Рисунок 4.22. Схемы закрепления половинок обечайки в процессе сварки и охлаждения

Результаты численного моделирования влияния термодформационного цикла сварки продольного сварного шва обечайки с толщиной стенки 1,5 мм на распределение остаточных деформаций показаны на Рисунках 4.22 и 4.23. Режимы сварки, на которых осуществлялось моделирование: 1) $I_{св}=115$ А, $V_{св}=18$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм, $q_{п}=156$ кДж/м; 2) $I_{св}=115$ А, $V_{св}=27$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм, $q_{п}=111$ кДж/м. Распределение относительных перемещений узлов обечайки по оси ОХ, соответствующее поперечной усадке обечайки, для режима сварки №1 показано на Рисунке 4.23.

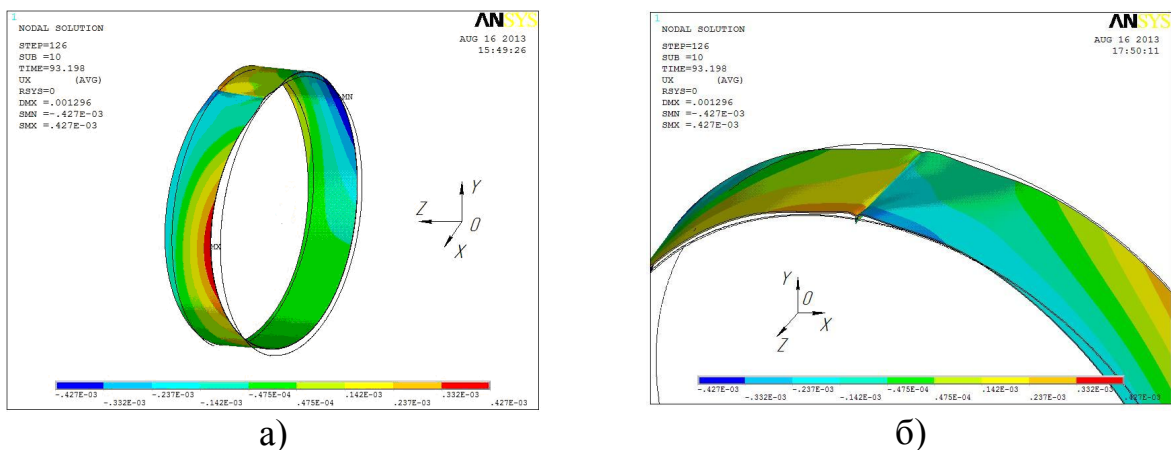


Рисунок 4.23. Поперечная усадка продольного сварного шва обечайки (б).

Масштабный коэффициент x25

Распределение относительных перемещений узлов обечайки по оси OZ, соответствующее продольной усадке обечайки, для режима сварки №1 показано на Рисунке 4.24.

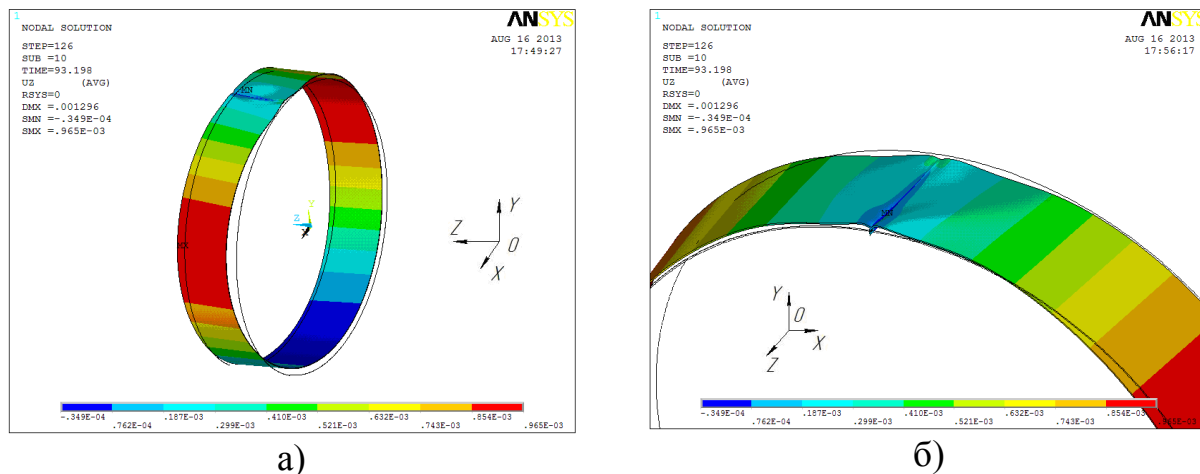


Рисунок 4.24. Продольная усадка продольного сварного шва обечайки (б).

Масштабный коэффициент x25

По результатам численного моделирования установили, что при изменении вводимой погонной энергии с 111 до 156 кДж/м, поперечная усадка обечайки составляет 0,42 и 0,51 мм, а продольная изменяется с 0,24 до 0,29 мм соответственно. Различия между значениями поперечной усадки продольного сварного шва стыкового соединения обечайки и стыкового соединения плоских образцов (см. п. 4.4.1) не превышают 18%, что прежде всего вызвано схожими схемами закрепления и малым различием длин сварных образцов.

4.7. Расчет остаточных деформаций при сварке кольцевого шва между обечайкой и фланцем

Для реализации термомодеформационной задачи в виде распределения остаточных деформаций после сварки кольцевого шва обечайки и фланца рассмотрим сварное изделие - корпус наружный опоры турбины низкого давления (далее корпус ТНД). Корпус ТНД является составной частью силовой части авиационного двигателя. Корпус ТНД (см. Рисунок 4.25, б) состоит из

фланца переднего 1, кольца 2, кольца 3, фланца заднего 4, соединенных между собой АрДС.

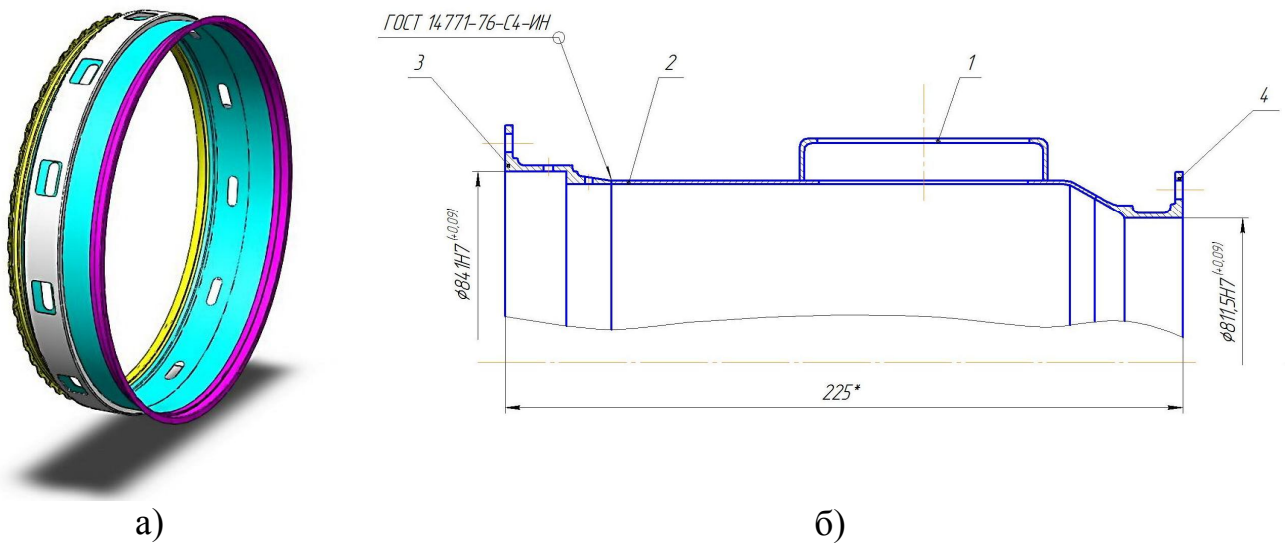


Рисунок 4.25. Корпус ТНД (а) и его поперечное сечение с указанием рассматриваемого сварного шва (б)

Передний и задний фланцы представляют собой крепления опоры турбины. Передний фланец присоединяется к корпусу ТНД, а задний фланец крепится к смесителю. Корпус наружной опоры турбины эксплуатируется при вибрационных нагрузках в агрессивной среде. С наружной части на корпус воздействует горячий воздух, а во внутренней части сгорает керосин. Рабочая температура наружной части корпуса $t=300^{\circ}\text{C}$, а внутренней части $t=500^{\circ}\text{C}$.

Для описания границ геометрии сварного шва с помощью комбинированного источника нагрева, необходимо было перейти в цилиндрическую систему координат, где вводимый нормально-круговой источник нагрева на верхней поверхности пластины рассчитывался по формуле:

$$q(r, \varphi, z) = \frac{k}{\pi} q_2 \exp^{(-k((z-r \cos \omega r)^2 + (y-r \sin \omega r)^2 + x^2))}, \quad (4.1)$$

где r - внешний радиус обечайки, м;
 ω - угловая скорость перемещения источника нагрева, рад/с;

Линейный тепловой источник был задан как тепловой поток через плоскость, которая разделяет сварное изделие на 2 части по формуле:

$$q(r, \varphi, z) = \frac{q_1}{4ah} \exp(-k((z - \sqrt{x^2 + y^2} \cos \omega r)^2 + (y - \sqrt{x^2 + y^2} \sin \omega r)^2 + x^2)) \quad (4.2)$$

Граничные условия конвективной, контактной теплоотдачи и теплоотдачи излучением, схема задания комбинированного источника нагрева и распределение эффективной мощности между источниками нагрева совпадали с условиями описания численной модели теплопередачи при АрДС на подкладке (см. также п. 3.1, Рисунок 3.4). Описание численной термомодеформационной модели для оценки остаточных деформаций в кольцевом сварном шве обечайки и фланца соответствовало п. 4.2. и 4.3.

Решение термической задачи и схема базирования деталей сварного изделия в приспособлении показаны на Рисунке 4.26.

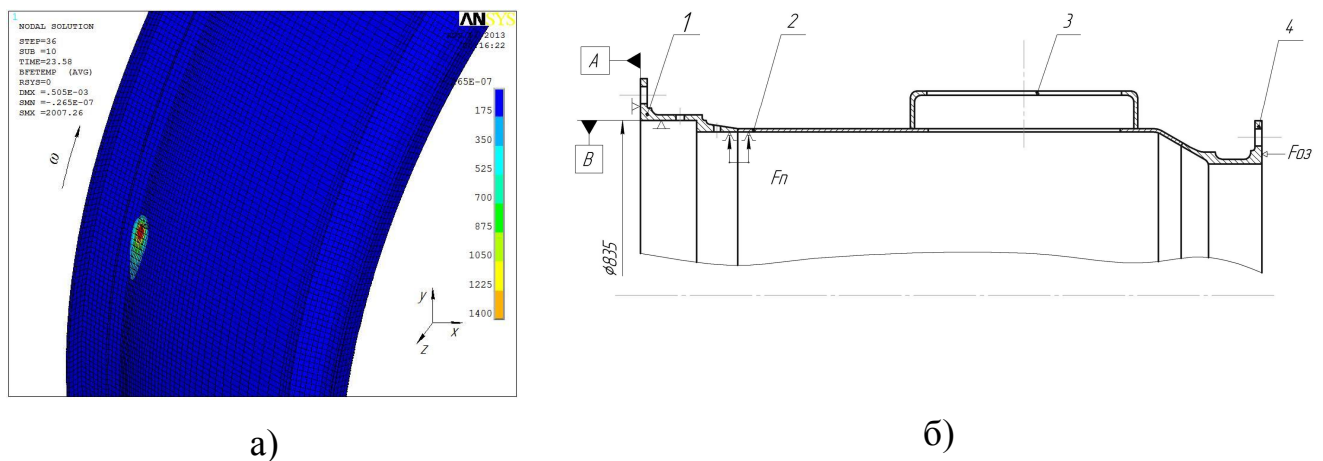


Рисунок 4.26. Распределение температурных полей от комбинированного источника нагрева (а) и схема базирования корпуса ТНД в сварочном приспособлении (б)

Базирование подузла А осуществлялось двумя базами А и В, при этом база А являлась упорной базой (основной базой), а база В - центрирующей базой. В пакете ANSYS/Multiphysics базирование по поверхности А реализовано с помощью ограничения перемещения узлов поверхности 3D модели по оси ОХ, а по поверхности В – одновременным ограничением узлов соответствующей поверхности по осям ОZ и ОУ. Стыковка и фиксация фланца заднего 4 и подузла А осуществлялась с помощью осевого поджима и разжимающих концентрических секторов. Привод секторов осуществлялся через конус, установленный на штоке и приводимый в движение в осевом направлении, пневмоцилиндром. Расчетное давление внутри оболочки определялось по формуле [45, 74]:

$$P_{рас} = \frac{[\sigma]_{рас} \cdot 2 \cdot S}{D}, \quad (4.3)$$

где $P_{рас}$ - расчётное давление внутри оболочки, Па;
 D - диаметр оболочки, м;
 $[\sigma]_{рас}$ - расчётное допускаемое напряжение, Па;
 S - толщина стенки оболочки, м.

Расчётное допускаемое напряжение $[\sigma]_{рас}$ определялось из условия работы материала оболочки в пределах упругости и не превышало предела упругости $\sigma_{0,2}$ при любых сочетаниях внешних факторов:

$$[\sigma]_{рас} = \sigma_{0,2} / K_{зап}, \quad (4.4)$$

где $\sigma_{0,2}$ - условный предел текучести, в соответствии со справочником [70], приняли $\sigma_{0,2} = 236$ МПа;
 $K_{зап}$ - коэффициент запаса, приняли $K_{зап} = 6,5$ [74].

По полученному расчётному давлению $P_{рас}$ определили требуемое суммарное разжимающее усилие, действующее на все сектора [74]:

$$F_c = b^1 \cdot \pi \cdot D \cdot P_{рас} + n \cdot F_{np}, \quad (4.5)$$

где b^1 - ширина разжимных секторов контактирующих изделий, м;

n - число разжимных секторов ($n=6$);

F_{np} - усилие возвратной пружины одного сектора,

при этом $n \cdot F_{np} \approx 0,2 \cdot \pi \cdot D \cdot P_{pac} \cdot b^1$.

Осевое усилие штока привода с расположенным на нем конусом для передачи усилия на толкатели секторов, имеющим угол подъёма α , определялось по формуле [74]:

$$F_{on} = F_c \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{1}{\eta}, \quad (4.6)$$

где η - коэффициент, учитывающий трение конуса по толкателям секторов и секторов по направляющим, приняли $\eta=0,85$ [74].

По результатам расчетов приняли требуемое осевое усилие на шток для фиксации свариваемых деталей $F_{оп}=6,4$ кН, а требуемое суммарное разжимающее усилие, действующее на все сектора $F_c=18,1$ кН. Моделирование влияния термомодеформационного цикла сварки кольцевого шва проводили в 3 стадии: стадия 1 (Loadstep 1) – происходил процесс нагрева подвижным комбинированным источником теплоты фланца и обечайки; стадия 2 (Loadstep 2) - охлаждение узла в сварочном приспособлении и стадия 3 (Loadstep 3) – снятие осевой нагрузки и высвобождение корпуса ТНД.

Распределение радиальных перемещений узлов 3D-модели по оси ОУ кольцевого шва обечайки и фланца корпуса наружной опоры турбины, соответствующее окружной усадке сварного изделия, представлено на Рисунке 4.26. Размер конечных элементов в области шва составлял 0,375 мм, количество слоев конечных элементов в зоне сварного шва – 5. Режимы сварки, на которых осуществлялось моделирование: 1) $I_{св}=115$ А, $V_{св}=18$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм, $q_{п}=156$ кДж/м; 2) $I_{св}=115$ А, $V_{св}=27$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм, $q_{п}=111$ кДж/м.

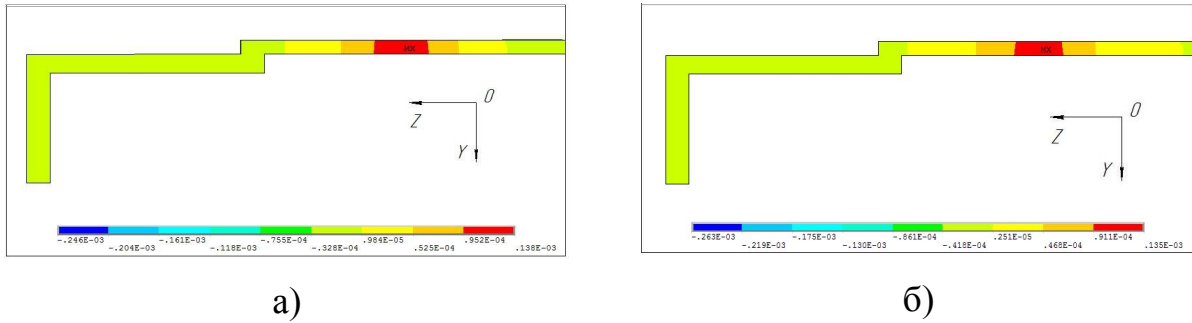


Рисунок 4.27. Радиальные перемещения узлов половины 3D-модели по оси OY для режимов сварки с $q_p=156$ кДж/м (а) и $q_p=111$ кДж/м (б)

Из анализа Рисунка 4.27 видно, что при максимальной вводимой погонной энергии при сварке $q_p=156$ кДж/м (для толщины материала 1,5 мм) окружная усадка составляет $\Delta_{пр}=0,277$ мм, а при $q_p=111$ кДж/м - $\Delta_{пр}=0,247$ мм. Таким образом, можно сделать вывод, что величина окружной усадки при сварке кольцевых швов тонкостенных обечаек практически не зависит от режимов сварки и, как следствие, от параметров геометрии стыкового шва.

Относительные перемещения узлов 3D-модели по оси OX, соответствующие поперечной усадке кольцевого сварного шва обечайки и фланца, показаны на Рисунке 4.28.

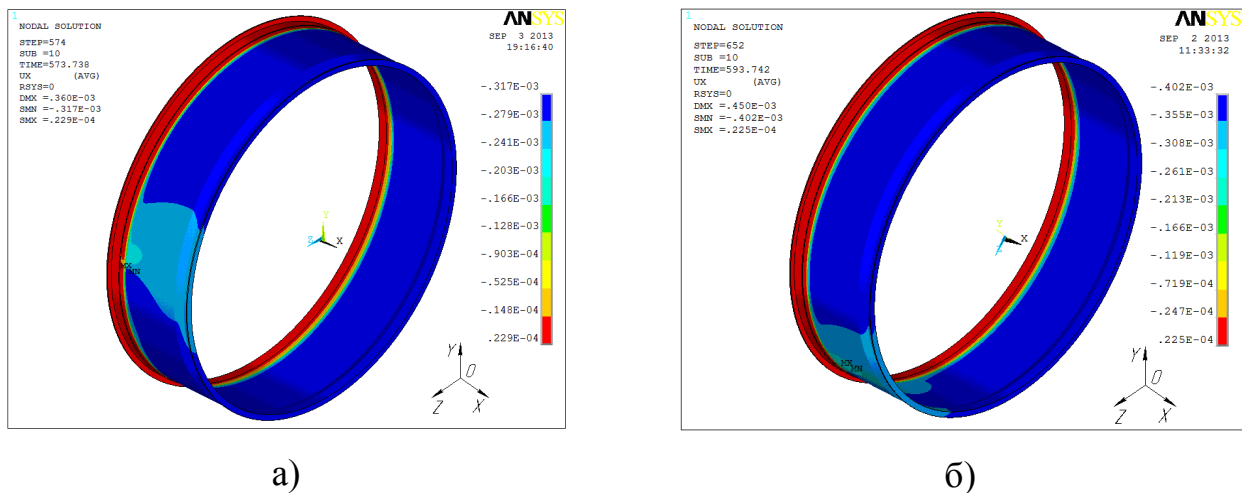


Рисунок 4.28. Поперечная усадка сварного изделия для режимов сварки с $q_p=156$ кДж/м (а) и $q_p=111$ кДж/м (б)

Поперечная усадка для режимов сварки с погонной энергией $q_p=156$ кДж/м и 111 кДж/м составляет $\Delta_{поп}=0,0229$ и $0,0225$ мм соответственно. Следовательно, величина как окружной так и поперечной усадки кольцевых

сварных швов тонкостенных оболочек не зависит от вводимой погонной энергии при сварке, а главным образом зависит от жесткости закрепления сварного изделия в приспособлении, осуществляемой за счет радиального разжатия концентрических секторов и осевого поджатия, как правило, со стороны привариваемого фланца.

При этом на остаточные напряжения существенную роль будет оказывать конструкция разжимных секторов в зависимости от площади контакта с внутренней стенкой обечайки. Поскольку зона пластической деформации при АрДС кольцевого сварного шва меньше, чем при сварке продольных сварных швов, то теплоотдача через зону контакта между обечайкой и медной подкладкой разжимного сектора может также повлиять на остаточные деформации изделия.

На Рисунке 4.29 были рассмотрены следующие схемы закрепления сварного изделия в приспособлении: а) суммарная ширина зоны контакта медной подкладки с обечайкой 6 мм, радиальное усилие разжатия секторов $F_c=18,1$ кН, осевое поджатие $F_{оп}=6,4$ кН; б) суммарная ширина зоны контакта медной подкладки с обечайкой 22 мм, радиальное усилие разжатия секторов $F_c=18,1$ кН, осевое поджатие $F_{оп}=12,8$ кН; в) суммарная ширина зоны контакта медной подкладки с обечайкой 22 мм, радиальное усилие разжатия секторов $F_c=18,1$ кН, осевое поджатие $F_{оп}=6,4$ кН. Результаты численного моделирования соответствуют режиму сварки $I_{св}=115$ А, $V_{св}=10$ м/ч, $l_{мп}=3$ мм, $q_{п}=156$ кДж/м.

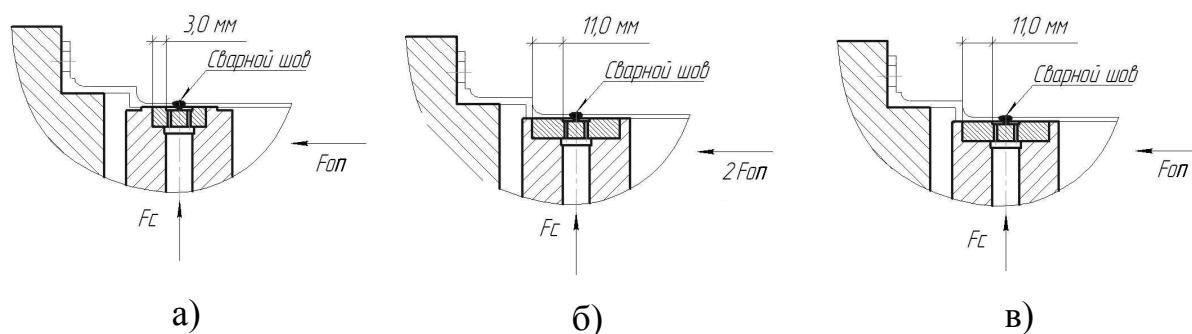


Рисунок 4.29. Варианты закрепления сварного изделия в приспособлении

По результатам численного моделирования поперечная усадка сварного изделия, соответствующая схемам закрепления на Рисунке 4.29, составила: а) $\Delta_{\text{поп}}=0,247$ мм; б) $\Delta_{\text{поп}}=0,476$ мм и в) $\Delta_{\text{поп}}=0,183$ мм соответственно. Увеличение ширины контакта с 6 мм до 22 мм привело к более интенсивной теплоотдаче в медную подкладку, и снижению величины продольной усадки с 0,247 до 0,183 мм. При этом поперечная усадка сварного изделия в приспособлении практически не зависела от вводимой погонной энергии и повышалась с 0,247 до 0,476 мм лишь при увеличении осевого поджатия в 2 раза. Следовательно, необходимо ограничивать усилие осевого поджатия ориентируясь на назначенные припуски на механическую обработку деталей изделия.

Относительная пластическая деформация по Мизесу при сварке на приспособлении с суммарной шириной зоны контакта 6 мм составляла 8,5%, тогда как для схемы закрепления с суммарной зоной контакта 22 мм и осевыми усилиями поджатия $F_{\text{оп}}$ и $2F_{\text{оп}}$ составляли 6,7 и 6,4% соответственно. Увеличение зоны пластической деформации для варианта (а), вероятно, связано с тем, что жесткость конструкции препятствует увеличению зоны пластической деформации в виду менее интенсивной теплоотдачи в подкладки секторов, чем для вариантов (б) и (в).

Использование предложенной численной термомодеформационной модели позволяет прогнозировать остаточные деформации тонкостенных сварных конструкций и обечаек с жесткими допусками на отклонение геометрических размеров и добиться их минимизации, подобрав наиболее рациональную схему закрепления в приспособлении, конструкцию и величину разжатия концентрических секторов и осевого поджатия сварного изделия на стадии проектирования сварочного приспособления.

4.8. Выводы главы 4

1. На основе численной модели теплопередачи в пакете ANSYS/Multiphysics разработана методика численного моделирования влияния термомодеформационного цикла АрДС стыковых соединений на медной подкладке на остаточные деформации тонколистовых конструкций из коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщинами от 1,5 до 3,0 мм.

2. Построенная по разработанной методике модель позволяет оценить влияние термомодеформационного цикла АрДС на остаточные деформации в продольных и кольцевых швах стыковых соединений цилиндрических конструкций из коррозионно-стойкой стали с толщиной стенки от 1,5 до 3,0 мм с учетом влияния сборочно-сварочных приспособлений.

3. На основании результатов, полученных при моделировании напряженно-деформированного состояния корпуса наружного опоры турбины низкого давления при сварке рекомендуется увеличить ширину зоны контакта медной подкладки и стального образца с 6 до 22 мм, что приведет к более интенсивной теплоотдаче в медную подкладку и снижению поперечной усадки сварного изделия с 0,247 до 0,183 мм (снизилась на 26%).

4. При моделировании влияния термомодеформационного цикла сварки корпуса наружного опоры турбины низкого давления в сборочно-сварочном приспособлении на распределение остаточных деформаций установлено, что величина как окружной так и поперечной усадки кольцевых сварных швов тонкостенных оболочек не зависит от вводимой погонной энергии при сварке в интервале 111 - 156 кДж/м. Существенное влияние на величину поперечной усадки сварного изделия оказывает усилие осевого поджатия в сборочно-сварочном приспособлении, увеличение которого с 6,4 до 12,8 кН приводит к возрастанию поперечной усадки сварного изделия с 0,247 до 0,476 мм (в 1,9 раза) соответственно.

Общие выводы по работе

1. Экспериментально определены границы диапазонов варьирования сварочного тока $I_{св}$ и скорости сварки $V_{св}$ для автоматической АрДС на медной подкладке стыковых швов с размерами, установленными ГОСТ 14771-76, из коррозионно-стойкой стали аустенитного класса толщинами 1,5-3,0 мм. Для листов с толщинами 1,5; 2,0 и 3,0 мм они составили: $I_{св}=90-125А$ при $V_{св}=12-30$ м/ч, $I_{св}=90-160А$ при $V_{св}=10-26$ м/ч и $I_{св}=170-225А$ при $V_{св}=10-25$ м/ч соответственно.

2. При исследовании контактной теплопередачи в медную подкладку установлено, что термическая проводимость, рассчитанная по теплопроводности воздушной прослойки между микронеровностями шероховатостей поверхностей, отражает реальные условия сварки с погрешностью 5-7%. Определена величина теплоотдачи в медную подкладку для максимальной и минимальной погонных энергий $q_{п}$ в исследуемых диапазонах варьирования параметров режимов АрДС коррозионно-стойких сталей аустенитного класса с толщинами $\delta=1,5; 2,0$ и $3,0$ мм, которая составляет $-(0,31-0,36) \cdot q_{п}$, $(0,27-0,32) \cdot q_{п}$ и $(0,21-0,24) \cdot q_{п}$ соответственно.

3. Разработана математическая модель теплопередачи с экспериментальными коэффициентами, связывающими основные параметры геометрии сварного шва стыкового соединения, соответствующие ГОСТ 14771-76, с параметрами режимов автоматической АрДС на медной подкладке коррозионно-стойких сталей аустенитного класса толщиной от 1,5 до 3 мм.

4. Разработана методика оценки влияния термдеформационного цикла автоматической АрДС стыковых соединений на остаточные деформации сварной конструкции при АрДС плоских образцов и кольцевых швов тонкостенных оболочек на основе разработанной модели сварки встык тонколистовых материалов в пакете ANSYS/Multiphysics, позволяющая

получить рекомендации по уменьшению остаточных деформаций при сварке на сборочно-сварочных приспособлениях с медной подкладкой.

5. Разработана компьютеризированная система выбора режимов сварки «Расчет параметров геометрии стыковых соединений при аргодуговой сварке тонколистовых коррозионно-стойких сталей на медной подкладке», формирующая наилучшее сочетание параметров режима сварки, удовлетворяющих заданному производственному требованию, и позволяющая, в результате этого, усовершенствовать технологию автоматической АрДС без присадочной проволоки стыковых соединений на медной подкладке. Система внедрена на предприятии ОАО «Уфимское моторостроительное производственное объединение».

6. База данных, используемая в основе компьютеризированной системы выбора режимов сварки, применяется для управления программируемых сварочных источников питания, реализуемых компанией ООО «ШТОРМ-ЛОРХ», в качестве запрограммированных заданий для сварки тонколистовой нержавеющей стали (функция Tiptronic) сварочными инверторами серии Lorch DC с суммарным расчетным экономическим эффектом в 3,4 млн. рублей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Акулов А.И., Гусаков Г.Н. О формировании шва при автоматической аргонодуговой сварке на весу неплавящимся электродом // Сварочное производство. 1974. № 3. С. 16-18.
2. Акулов А.И., Гладков Э.А., Юхин Н.А. Процессы саморегулирования по скрытой составляющей длины дуги при сварке неплавящимся электродом в аргоне // Сварочное производство. 1974. № 7. С. 1-3.
3. Акулов А.И., Бельчук Г.А., Демянцевич В.И. Технология и оборудование сварки плавлением: Учебник для студентов вузов. - М.: Машиностроение, 1977. 432 с.
4. Антонец Д.П., Псарас Г.Г. Экспериментальное определение веса, формы и размеров сварочной ванны // Сварочное производство. 1970. № 5. С. 11-13.
5. Исследование стабильности геометрических характеристик сварного соединения при длительной работе вольфрамового электрода / В.В. Атрощенко [и др.] // Сварка и диагностика. 2011. № 6. С. 40-42.
6. Влияние геометрии лантанированного вольфрамового катода на стабильность глубины проплавления при сварке в аргоне / В.В. Атрощенко [и др.] // Сварочное производство. 2012. № 2. С. 29-33.
7. Численное моделирование формы проплавления при аргонодуговой сварке неплавящимся электродом на медной подкладке / В.В. Атрощенко [и др.] // Вестник УГАТУ. 2012. Т.16, №8 (53). С. 89-94.
8. Бабкин А.С., Епифанцев Л.Т. Методика расчета оптимальных параметров дуговой сварки и наплавки // Сварочное производство. 2004. № 2. С. 3-6.

9. Оптимизация основных факторов при построении статистических моделей процесса сварки плавлением / Б.Н. Бадьянов [и др.] // Сварочное производство. 1982. №6. С. 31-32.

10. Зависимость между током, скоростью сварки и толщиной материала, установленная по литературным данным / Б.Н. Бадьянов [и др.] // Автоматическая сварка. 1982. № 7. С. 72-73.

11. Барашков А.С., Шоршоров М.Х. К оценке эффективного радиуса подвижного нормально-кругового источника на поверхности плоского слоя по ширине зоны проплавления // Сварочное производство. 1990. № 8. С. 12-14.

12. Беленький В.Я., Язовских В.М., Трушников Д.Н. Тепловые процессы при электронно-лучевой сварке круговых швов // Сварка и диагностика. 2012. № 5. С. 25-30.

13. Березовский Б.М., Стихин В.А. Расчет параметров распределения теплового потока поверхностной сварочной дуги // Сварочное производство. 1980. № 2. С. 17-19.

14. Березовский Б.М., Прохоров В.К., Суздальев И.В. Влияние параметров режима сварки на форму и размеры кратера сварочной ванны и толщину жидкой прослойки под дугой // Сварочное производство. 1988. № 8. С. 34-35.

15. Букаров В.А. Разработка моделей управления дуговой сваркой в защитных газах // Сварочное производство. 1997. № 2. С. 13-17.

16. Определение влияния теплоотвода в медную подкладку на проплавление тонколистовых материалов при аргонодуговой сварке / В.М. Бычков [и др.] // Известия Самарского научного центра РАН. 2012. Т.14, №1. С. 349-353.

17. Варламов И.В. Программирование режима аргонодуговой сварки трубок неплавящимся электродом // Сварочное производство. 1961. № 6. С. 5-9.

18. Теория сварочных процессов: Учебник для вузов по спец. «Оборудование и технологии сварочного производства» / Волченко В.Н. [и др.]; Под ред. В.В. Фролова. М.: Высшая школа, 1988. 559 с.

19. Гладков Э.А., Чернышов Г.Г. Математические модели при исследовании, расчете и проектировании сварочных процессов. М.: МВТУ им. Н.Э. Баумана, 1981. 109 с.

20. Гладков Э.А., Малолетков А.В., Ден Оуден Г. Оценка экспериментальных данных с помощью экспертных систем типа нейросеть // Сварочное производство. 1995. № 3. С. 31-33.

21. Гладков Э.А. Задачи прогнозирования качества и управления формированием шва в процессе сварки с использованием нейросетевых моделей // Сварочное производство. 1996. № 10. С. 36-41.

22. Гладков Э.А., Малолетков А.В., Перковский Р.А. Прогнозирование качества сварных соединений при дуговой сварке неплавящимся электродом с помощью нейросетевых моделей // Сварочное производство. 1997. № 8. С. 7-10.

23. Оценка качества сварных соединений при аргонодуговой сварке с помощью нейросетевых моделей с регрессионным входом / Э.А. Гладков [и др.] // Сварочное производство. 2000. №2. С. 9-15.

24. Грезев Н.В. Разработка способа двухлучевой лазерной сварки конструкционных низколегированных трубных сталей: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук: 05.02.10. Москва, 2010. 16 с.

25. Гришеленок Д.А., Ковель А.А. Использование результатов математического планирования эксперимента при формировании обучающей выборки нейросети // Известия вузов. Приборостроение. 2011. Т. 54, № 4. С. 51-54.

26. Численное моделирование процесса лазерной сварки стыковых соединений сталей толщиной 1...12 мм / А. Г. Григорьянц [и др.] // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2005. №3. С. 67-87.

27. Джальуд Ф. Влияние остаточных сварочных напряжений на прочность и ресурс конструкций чопов для ремонта магистральных нефтепроводов // Сварка и диагностика. 2012. № 2. С. 30-33.

28. Долотов Б.И. Повышение эффективности процессов сварки вольфрамовым электродом в инертных газах титановых балочных и панельных конструкций летательных аппаратов: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук: 05.02.10. Комсомольск-на-Амуре, 2010. 16 с.

29. Ерофеев В.А. Прогнозирование качества сварных соединений на основе физико-математической модели процесса орбитальной сварки // Сварочное производство. 2005. № 2. С. 8-16.

30. Ерофеев В.А., Логвинов Р.В. Особенности использования эквивалентного источника теплоты при учете деформаций и напряжений в процессе электронно-лучевой сварки // Сварка и диагностика. 2010. № 4. С. 22-26.

31. Ерохин А.А., Ищенко Ю.С. Расчет размеров и веса ванны при сварке со сквозным проплавлением // Автоматическая сварка. 1967. № 2. С.6-8.

32. Ерохин А.А., Букаров В.А., Ищенко Ю.С. Расчет основных параметров ванны при сварке пластин // Сварочное производство. 1970. № 12. С.1-3.

33. Ерохин А.А., Букаров В.А., Ищенко Ю.С. Расчет режимов автоматической сварки стыковых соединений с заданной величиной проплавления // Сварочное производство. 1971. № 2. С. 20-23.

34. Жандарев А.П., Кудрявцев М.А., Руктешель Ф.С. К расчету размеров обратного валика при сварке на весу // Сварочное производство. 1982. № 6. С. 10-12.

35. Захаренко А.И. Уменьшение влияния сборочных отклонений на качество формирования корневого слоя шва при дуговой сварке: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук: 05.02.10. Тольятти, 2011. 16 с.

36. Зубчанинов В.Г. Основы теории упругости и пластичности: Учеб. для машиностроит. спец. вузов. М.: Высшая школа, 1990. 367 с.
37. Ищенко Ю.С., Гречишкин В.И. Оценка веса сварочной ванны и геометрических размеров зоны проплавления // Автоматическая сварка. 1966. №11. С. 11-15.
38. Прикладная теория пластичности: учебное пособие / К.М. Иванов [и др.]. – СПб.: Политехника, 2009. 375 с.
39. Казимиров А.А., Недосека А.Я., Лобанов А.И. Расчет температурных полей в пластинах при электросварке плавлением: Справочник. Киев: Наукова Думка, 1968. 840 с.
40. Каплун А. Б., Морозов Е.М., Олферьева М.А. ANSYS в руках инженера: практическое руководство (2-е изд.). М.: УРСС, 2004. 269 с.
41. Модели источников теплоты для прогнозирования тепловых полей при сварке плавлением / В.А. Кархин [и др.] // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2008. № 3. С. 55-63.
42. Колдаев В.Д. Численные методы и программирование / Под ред. Л.Г. Гагариной. – М.: ИД «Форум» - Инфра-М, 2009. 336 с.
43. Косяков В.А., Сараев Ю.Н. Математическое моделирование технологических процессов импульсной аргодуговой сварки неплавящимся электродом // Сварочное производство. 1997. № 4. С. 16-19.
44. Численное моделирование производства труб большого диаметра для глубоководной прокладки / В.Е. Костюков [и др.] // Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. 2010. № 6. С. 148–154.
45. Крампит Н.Ю., Крампит А.Г. Сварочные приспособления: Учебное пособие. Томск: ТПУ, 2008. 232 с.
46. Компьютерное проектирование и подготовка производства сварных конструкций: Учебное пособие для вузов / С.А. Куркин [и др.]. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2002. 464 с.

47. Куркин А.С., Макаров Э.Л. Программный комплекс «СВАРКА» - инструмент для решения практических задач сварочного производства // Сварка и диагностика. 2010. № 1. С. 16-23.
48. Куркин А.С. Применение метода эквивалентных начальных температур для учета остаточных напряжений в стыковых и тавровых соединениях при оценке ресурса сварных конструкций // Сварка и диагностика. 2013. № 1. С. 21-26.
49. Макаров Е.Г. Инженерные расчеты в Mathcad: учебный курс / Под. ред. Е.Г. Макарова. СПб.: Питер, 2005. 448 с.
50. Моделирование оптимального теплового режима лазерной сварки кольцевого соединения малого диаметра / В.В. Мелюков [и др.] // Сварочное производство. 2005. №11. С. 13-17.
51. ANSYS в руках инженера. Механика разрушения / Е.М. Морозов [и др.]. М.: ЛЕНАНД, 2008. 453 с.
52. Медведев А.Ю. Повышение стойкости вольфрамового активированного стержневого катода при аргоно-дуговой сварке: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук: 05.03.06. Тольятти, 2003. 17 с.
53. Муравьев В. И., Бахматов П.В., Дебеляк А.А. Расчет остаточных деформаций по тепловым полям при сварке тонких пластин встык // Сварочное производство. 2012. № 2. С. 9-12.
54. Сварка в машиностроении : Справочник в 4-х т. / Ред. кол.: Г.А. Николаев (предс.) [и др.]. М.: Машиностроение, 1978. Т.3: Под ред. Н.А. Ольшанского, 1978. 501 с.
55. Николаев Г.А., Куркин С.А., Винокуров В.А. Сварные конструкции. Прочность сварных соединений и деформаций конструкций: Учеб. пособие. М.: Высшая школа, 1982. 272 с.
56. Оботуров В.И., Кудрявцев М.А. Методика определения веса и геометрических параметров зоны проплавления при сварке легких сплавов // Сварочное производство. 1966. № 4. С. 46-47.

57. Осинцев О.Е., Федоров В.Н. Медь и медные сплавы. Отечественные и зарубежные марки: Справочник. М.: Машиностроение, 2004. 336 с.

58. Оценка влияния особенностей процесса сварки на сварочные напряжения в неповоротных стыках магистральных трубопроводов / И.Э. Оськин [и др.] // Сварка и диагностика. 2012. № 5. С. 37-41.

59. Перковский Р.А. Разработка физико-математических моделей и микропроцессорных систем контроля и управления процесса аргодуговой сварки тонкостенных изделий ответственного назначения: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук: 05.02.10. Москва, 2010. 16 с.

60. Петров А.В., Бирман У.И. Метод исследования кристаллизации металла при импульсно-дуговой сварке // Сварочное производство. 1967. №10. С. 6-8.

61. Полосков С.И., Ерофеев В.А. Определение оптимальных параметров автоматической орбитальной сварки на основе компьютерного моделирования // Сварочное производство. 2005. № 10. С. 6-13.

62. Прохоренко Д.В., Яхно Б.О. Численное моделирование остаточного напряженно-деформированного состояния при лазерной сварке безнаборной панели // Вестник НТУУ. 2013. № 3. С. 176-184.

63. Прилуцкий М.А. Методы определения напряженно-деформированного состояния сварных металлоконструкций (обзор) // Сварка и диагностика. 2007. №1. С. 17-22.

64. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке: Учебное пособие для машиностр. вузов. М.: Машгиз, 1951. 39 с.

65. Рыкалин Н.Н., Бекетов А.И. Расчет термического цикла околошовной зоны по очертанию плоской сварочной ванны // Сварочное производство. 1967. № 9. С. 22-24.

66. Секретарева Э.С., Сергеев Ю.Е. Влияние параметров процесса сварки на геометрические размеры шва изделий с криволинейным контуром в вертикальной плоскости // Сварочное производство. 1972. № 6. С. 23-25.

67. Селиванов А.С. Повышение стабильности проплавления при аргонодуговой сварке конструкций из коррозионно-стойких сталей: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук: 05.02.10. Барнаул, 2012. 19 с.

68. Сидоров В.П., Хурин С.А. Моделирование провара при дуговой сварке стыковых соединений без разделки кромок // Сварка и диагностика. 2011. № 6. С. 36-40.

69. Сидякин В.А. Компьютерная модель температурного поля в пластине при аргонодуговой сварке неплавящимся электродом // Сварочное производство. 2008. № 10. С. 9-12.

70. Стали и сплавы. Марочник / В. Г. Сорокин [и др.]. М.: Интермет Инжиниринг, 2003. 608 с.

71. Судник В.А., Ерофеев В.А., Иванов А.В. Создание и внедрение компьютерных технологий прогнозирования формирования шва при дуговой сварке // Сварочное производство. 1997. № 11. С. 40-45.

72. Моделирование и численная имитация импульсно-дуговой сварки алюминиевых сплавов / В.А. Судник [и др.] // Сварочное производство. 2002. №3. С. 9-15.

73. Математическая модель процесса сварки под флюсом и явлений в дуговой каверне / В.А. Судник [и др.] // Сварочное производство. 2012. № 7. С. 3-12.

74. Тэфанов В.Н., Тэфанов К.В. Основы конструирования технологического оснащения сварочного и реновационного производства: Практикум по дисциплине «Основы конструирования технологического оснащения». Уфа: УГАТУ, 2007. 56 с.

75. Труханов К.Ю., Царьков А.В. Кривизна поверхности сварочной ванны как критерий опасности возникновения кристаллизационных трещин. Ч.1. // Сварка и диагностика. 2011. № 6. С. 20-15.

76. Труханов К.Ю., Царьков А.В. Кривизна поверхности сварочной ванны как критерий опасности возникновения кристаллизационных трещин. Ч.2. // Сварка и диагностика. 2012. № 2. С. 13-16.

77. Моделирование остаточных сварочных напряжений и деформаций при изготовлении цистерн / С.И. Феклистов [и др.] // Сварка и диагностика. 2009. № 3. С. 28-32.

78. Формалев В.Ф., Ревизников Д.Л. Численные методы. М.: Физматлит, 2004. 400 с.

79. Хейдари М.А., Пантелеенко А.Ф. Математическое моделирование сварочных деформаций в тонких пластинах. // Металлургия. Metalloobrabotka. Mashinostroenie: Вестник БНТУ. 2011. №5. С. 16-25.

80. Халафян А.А. STATISTICA 6. Статистический анализ данных. М.: Бином, 2008. 508 с.

81. Цепенев Р.А., Секретарева Э.С. О стабилизации параметров режима при аргодуговой сварке // Сварочное производство. 1971. №1. С.35-36.

82. Черных И.В., Рачков С.А. Имитационное моделирование процесса нагрева труб в зоне сварного шва // Сварочное производство. 2010. № 10. С. 30-32.

83. Чигарев А.В., Кравчук А.С., Смалюк А.Ф. ANSYS для инженеров: Справочное пособие. М.: Машиностроение, 2004. 512 с.

84. Шапеев В. П., Черепанов А. Н. Конечно-разностный алгоритм для численного моделирования процессов лазерной сварки металлических пластин // Вычислительные технологии. 2006. Т. 11, № 4. С. 102-117.

85. Излучательные свойства твердых материалов: Справочник / Под общ. ред. А.Е. Шейдлина. М.: Энергия, 1974. 471с.

86. Компьютерный анализ технологий многопроходной орбитальной сварки неплавящимся электродом трубопроводов малых диаметров / А.В. Шипилов [и др.] // Сварка и диагностика. 2011. № 6. С. 26-31.

87. Шлыков Ю. П., Ганин Е. А. Контактный теплообмен: теплопередача между соприкасающимися металлическими поверхностями. М.: Госэнергоиздат, 1963. 144 с.
88. Abid M., Jawad Q.M. 3D thermal finite element analysis of single pass girth welded low carbon steel pipe-flange joints // Turkish J. Eng. Env. 2009. № 33. P. 281 – 293.
89. Balasubramanian M., Jayabalan V., Balasubramanian V. Prediction and Optimization of Pulsed Current Gas Tungsten Arc Welding Process Parameters to Obtain Sound Weld Pool Geometry in Titanium Alloy Using Lexicographic Method // Journal of Materials Engineering and Performance. 2002. Vol.18, Issue 7. P. 871-887.
90. Bag S., De A. Development of a Three-Dimensional Heat-Transfer Model for the Gas Tungsten Arc Welding Processes Using the Finite Element Method Coupled with a Genetic Algorithm Based Identification of Uncertain Input Parameters // Metallurgical and material transactions A. 2008. Vol. 39 A. P. 2698-2710.
91. Balasubramanian G., Bavanashekar K.R., Siva S. N. Numerical and experimental investigation of laser beam welding of alsi 304 stainless steel sheet // APEM Journal. 2011. Vol. 2. P. 93-105.
92. Bibby M., Chakravarti A., Goldak J. A new finite element model for welding heat source // Metallurgical transactions. 1994. Vol. 15 B.
93. A Transient finite element simulation of the temperature and bead profiles of T-joint laser welds / G. Buvanashakaran [et al.] // Materials and Design. 2010. Vol.1. P. 1-15.
94. Chakraborty. N. Three-dimensional modeling of turbulent weld pool convection in GTAW processes // Numerical Heat Transfer, Part A: Applications: An International Journal of Computation and Methodology. 2004. Vol. 45, Issue 4. P. 391-413.

95. Chen B.-Q. Prediction of Heating Induced Temperature Fields and Distortions in Steel Plates: Dissertation to obtain the degree of Master in Naval Architecture and Marine Engineering. Lisbon, 2011. 75 p.

96. Dai H. Modelling Residual Stress and Phase Transformations in Steel Welds // Neutron Diffraction / Edited by Prof. I. Khidirov (School of Materials, University of Manchester). Shanghai: InTech China, 2012. 286 p.

97. Numerical Investigation on Welding Residual Stress in 2.25 Cr-1Mo Steel Pipes / D. Dean [et al.] // Transactions of JWRI. 2007. Vol.36, №1. P.73-90.

98. Deng D. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements // Computational Materials Science. 2006. Vol.37. №3. P. 269-277.

99. Deng D., Murakawa H. Numerical Analysis of Welding Residual Stress Using Heat Source Models for the Multi-Pass Weldment // Computational Materials Science. 2006. Vol.39, №37. P. 269-277.

100. Numerical simulation of the welding process distortion and residual stress prediction, heat source model determination / V. Divis [et al.] // Numerical simulation of the welding process. 2005. Vol.49, Issue 11-12. P. 15-29.

101. Modeling of the Mechanical Effects Induced by the Tungsten Inert-Gas Welding of the IN718 Superalloy / Dye D. [et al.] // Metallurgical and material transactions A. 2001. Vol. 32, № 7. P. 1713-1725.

102. Mathematical modeling for prediction and optimization of TIG welding pool geometry / U. Esme [et al.] // Metallurgia. 2009. Vol.2. P. 109-112.

103. Modelling of transport phenomena in gas tungsten arc welding / A. Farzadi [et al.] // Materials Science and Engineering: A. 2007. Vol. 2, Issue 7. P. 417-420.

104. Maran P., Sornakumar T., Sundararajan T. Modeling of Linear Gas Tungsten Arc Welding of Stainless Steel // Metallurgical and materials transactions B. 2008. Vol.39. P. 621-628.

105. Ghosh A., Chattopadhyay H. Mathematical modeling of moving heat source shape for submerged arc welding process // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2013. Vol.69, Issue 9-12. P. 2691-2701.

106. Computer modeling of heat flow in welds / J. Goldak [et al.] // *Metallurgical and Materials Transactions B*. 1986. Vol. 17, Issue 3. P. 587-600.

107. Goldak J., Akhlaghi M. *Computational welding mechanics* // NY, Inc. USA: Springer Science+Business Media, 2005. 325p. - ISBN-10: 0-387-23287-7.

108. Jamshidi Aval H., Kokabi A. H., Serajzadeh A. Theoretical and experimental study of microstructures and weld pool geometry during GTAW of 304 stainless steel // *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 2009. Vol.42, Issue 11-12. P.1043–1051.

109. Experimental studies and mathematical modeling of penetration in TIG and A-TIG stationary arc welding of stainless steel / K. Yushchenko [et al.] // *Welding in the world*. 2009. Vol. 53, Issue 9-10. P.253-263.

110. Kim D., Kang M., Rhee S. Determination of optimal welding conditions with a controlled random search procedure // *Welding Journal*. 2005. Vol. 5. P. 125-130.

111. Kim I-S., San J-S., Jeung Y-J. Development of a mathematical model to study on variation of shielding gas in GTA welding // *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. 2006. Vol. 19, Issue 2. P. 43-46.

112. Kim T. W., Park Y. W. Parameter optimization using a regression model and fitness function in laser welding of aluminum alloys for car bodies // *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*. 2011. Vol.12, Issue 2. P. 313-320.

113. Development of mathematical model on gas tungsten arc welding process parameters / A.K. Kumar. [et al.] // *International Journal of Research in Engineering and Technology*. 2013. Vol.2, Issue 10. P. 185-193.

114. Kyriakongonas A.P. 3D Numerical Modeling of Austenitic Stainless Steel 316L Multi-pass Butt Welding and Comparison with Experimental Results:

Dissertation submitted for the Degree of Master of Science in Marine Science and Technology. Athens, 2011. 119 p.

115. Thermal Process Analysis in Welding Prototyping of Metal Structures / Y. Li [et al.] // *Robotic Welding, Intelligence and Automation*. 2011. Vol. 88. P. 383–390.

116. Simulation and experimental study on distortion of butt and T-joints using WELD PLANNER / R.N. Lidam [et al.] // *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2011. Vol. 25, Issue 10. P. 2641-2646.

117. Liu C., Wu B., Zhang J.X. Numerical Investigation of Residual Stress in Thick Titanium Alloy Plate Joined with Electron Beam Welding // *Metallurgical and material transactions B*. 2010. Vol.41 B, Issue 5. P. 1129-1138.

118. A mathematical modeling of circumferential GTA welding of pipe / T. Masutani [et al.] // *Journal of the Japan Welding Society*. 1996. Vol. 14, №4. P. 649-653.

119. Mollah A. Asfak, Pratihari D. Kumar. Modeling of TIG welding and abrasive flow machining processes using radial basis function networks // *The Int. J. of Adv. Manuf. Technol*. 2008. Vol.37, Issue 9-10. P. 937-952.

120. Milcovic V., Peric M., Stamencovic D. Comparison of Residual Stresses in Butt-Welded Plates Using Software Packages Abaqus and Ansys // *Scientific Technical Review*. 2010. Vol.60, № 3-4. P. 22-26.

121. Mills K.C., Keene B.J. Factors effecting variable weld penetration // *International Material Reviews*. 1990. Vol. 35, №4. P. 185-216.

122. Mollah A.A., Pratihari D. K. Modeling of TIG welding and abrasive flow machining processes using radial basis function networks // *Int. J. of Adv. Manuf. Technol*. 2008. Vol.37, Issue 9-10. P. 937–952.

123. Finite element analysis of residual stresses and distortion in hard faced gate valve / N. Murugan [et al.] // *J. Sci. Ind Res*. 2010. Vol.69, № 2. P. 129–134.

124. Palani, P. K., Saju, M. Modelling and optimization of process parameters for TIG welding of aluminium-65032 using response surface methodology

// International Journal of Engineering Research and Applications (IJERA). 2009. Vol.3, Issue 2. P. 230-236.

125. Pratihari D.K. Modeling of TIG welding and abrasive flow machining processes using radial basis function networks // Int. J. Adv. Manuf Technol. 2011. Vol.37, Issue 10. P. 937–952.

126. Finite element modeling of the effect of heat input on residual stresses in dissimilar joints / E. Ranjbari [et al.] // Int. J. Adv. Manuf. Technol. 2011. Vol. 55. P. 649-656.

127. Effect of welding parameters on the heat-affected zone of AISI409 ferritic stainless steel / E. Ranjbari [et al.] // International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials. 2012. Vol.19, Issue 10. P. 923-929.

128. Reddy Dhanunjaya Y. A., Pratihari D. K. Neural network-based expert systems for predictions of temperature distributions in electron beam welding process // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2010. Vol. 55, Issue 5-8. P. 535-548.

129. Genetic algorithm based optimization of the process parameters for gas metal arc welding of AISI 904 L stainless steel / P. Sathiyaraj [et al.] // Journal of Mechanical Science and Technology. 2013. Vol.27, Issue 8. P. 2457-2465.

130. Residual stress characteristics of butt-welded flange by finite element analysis / Y.-L. Song [et al.] // Frontiers of Materials Science. 2011. Vol. 5, Issue 2. P. 216-223.

131. Subashini L., Vasudevan M. Adaptive Neuro-Fuzzy Inference System (ANFIS)-Based Models for Predicting the Weld Bead Width and Depth of Penetration from the Infrared Thermal Image of the Weld Pool // Metallurgical and Materials Transactions B. 2012. Vol.43, Issue 1. P. 145-154.

132. Modeling of inconel 625 TIG welding process / Siwek A. [et al.] // Computer methods in material science. 2013. Vol. 13. P. 181-187.

133. Tanaka M., Kanemaru S. Study for TIG–MIG hybrid welding process // Weld World. 2014. Vol.58. P. 1-8.

134. Tarng Y. S, Yang W. H. Tungsten Arc Welding by the Taguchi Method // International Journal of Advanced Manufacturing technology. 1998. Vol.1. P. 549-555.

135. Thermal field modeling for welding without filler material / D. Titi Cicic [et al.] // U.P.B. Sci. Bull. 2013. Series D. Vol.75, Issue 2. P. 97-106.

136. Tseng K.-H., Huang J.-M. Arc Efficiency Assisted Finite Element Model for Predicting Residual Stress of TIG Welded Sheet // Journal of Computers. 2013. Vol.8, №9. P. 2182-2189.

137. Intelligent modeling using adaptive neuro fuzzy inference system (ANFIS) for predicting weld bead shape parameters during A-TIG welding of reduced activation ferritic-martensitic (RAFM) steel / S. Vishnuvaradhan [et al.] // Transactions of the Indian Institute of Metals. 2013. Vol.6, Issue 1. P. 57-63.

138. Measurement for Three Dimensional Surface of Welding Pool in GTAW Welding / J. F. Wang [et al.] // Robotic Welding, Intelligence and Automation: Lecture Notes in Control and Information Sciences. 2007. Vol.362. P. 219-225.

139. Wang X. Weld Pool Surface Model Establishment for GTAW Based on 3D Reconstruction Technology // Lecture Notes in Electrical Engineering. 2013. Vol.255. P. 741-748.

140. ГОСТ 10157-79. Аргон газообразный и жидкий. Технические условия. М.: Стандартинформ, 2005. 19с.

141. ГОСТ 14771-76. Дуговая сварка в защитных газах. Соединения сварные. Основные типы, конструктивные элементы и размеры. М.: Издательство стандартов, 1976. 49 с.

142. ГОСТ 19904-90. Прокат листовой холоднокатаный. М.: Издательство стандартов, 1990. 6 с.

143. Международный стандарт ISO 5817–1992(E) (EN 25817). Arc-welded joints in steel. Guidance on quality levels for imperfections. International organization for standartization, 1992. 6 p.

144. Огородникова О.М. Использование компьютерных технологий для решения инженерных задач в области сварочного производства [электронный ресурс] // Техноцентр компьютерного инжиниринга. 2008. URL: <http://www.cae.ustu.ru.html> (дата обращения 12.08.2012).

145. Kohr L. EWI WeldPredictor [электронный ресурс] // Modeling & Simulation in EWI. 2004. URL: <http://www.ewi.org/ewi-weldpredictor-innovation-in-modeling-simulation.html> (дата обращения 15.03.2013).

ПРИЛОЖЕНИЯ

1. Описание компьютеризированной системы выбора режимов автоматической аргодуговой сварки

На основе полученных количественных взаимосвязей параметров режима сварки и геометрии сварного шва стыкового соединений из тонколистового материала (см. п. 2.5, Таблица 9 и п. 3.5, Таблица 12 в диссертации) разработана компьютеризированная система «Расчет параметров геометрии стыковых соединений при аргодуговой сварке тонколистовых коррозионно-стойких сталей на медной подкладке». Внешний интерфейс компьютеризированной системы показан на Рисунке 1, а. В системе расчет производится на основании одного из производственных требований, представленных на Рисунке 1, б.

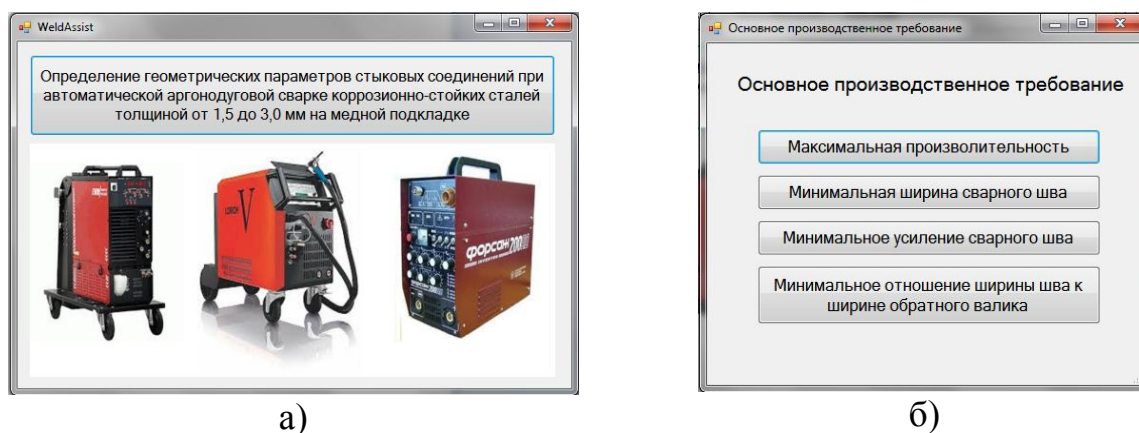


Рисунок 1. Основные производственные требования (а) и пример выходных данных системы (б).

Входными параметрами компьютеризированной системы для выбора режимов сварки, обеспечивающих размеры шва в соответствии с ГОСТ 14771-76 тип соединения С4, являются толщина листового материала из коррозионно-стойкой стали (1,5 - 3,0 мм); ширина канавки в медной подкладке (6 – 8 мм); шероховатость поверхности листового материала и медной подкладки ($Ra=0,5 - 5,0$ мкм). На Рисунке 2 показан интерфейс ввода основных параметров системы.

Рисунок 2. Интерфейс ввода данных функционирования компьютеризированной системы

Значения параметров режима сварки для значений толщины листов, отличающихся от 1,5; 2,0 и 3,0 мм, определяются линейной интерполяцией. При задании толщины металла, находящей вне диапазона исследуемых толщин, и параметров, влияющих на теплоотдачу, напротив соответствующего параметра ввода программа выдает ошибку и рекомендует ввести значения параметра в исследуемых диапазонах.

По результатам численного моделирования и экспериментальным данным в системе формируется наилучшее сочетание параметров режима сварки стыковых соединений на медной подкладке, удовлетворяющих производственному требованию: сила сварочного тока $I_{св}$, скорость сварки $V_{св}$, напряжение на дуге U , величина межэлектродного промежутка $l_{мп}$; и параметров сварного шва - размеров ширины шва e и ширины обратного валика e_1 . На Рисунке 3 показан пример реализации результата расчета с использованием компьютеризированной системы «Расчет параметров геометрии стыковых соединений при аргодуговой сварке тонколистовых коррозионно-стойких сталей на медной подкладке» по производственному требованию «Максимальная производительность».

Режимы сварки						Параметры стыкового шва	
	Сила тока (I, А)	Длина дуги (L, мм)	Скорость сварки (V, м/ч)	Ширина шва (e, мм)	Ширина обратного валика (e1, мм)		
▶	125	3	30	3,6	2,6	Толщина металла, мм	1,5
	125	2	30	4,0	2,4	Ширина канавки в медной прокладке, мм	8
						Вид обработки стальной пластины	Фрезерование
						Вид обработки медной пластины	Фрезерование
						Максимальная производительность	

Параметры геометрии проплавления по ГОСТ 14 771-76 "Дуговая сварка в защитном газе. Сварные соединения"

Размеры, мм

Условное обозначение сварного соединения	Конструктивные элементы		Способ сварки	s = s1	b		e, не более	e1		g		g1	
	подготовленных кромок свариваемых деталей	шва сварного соединения			Номин.	Пред. откл.		Номин.	Пред. откл.	Номин.	Пред. откл.	Номин.	Пред. откл.
С4			ИН	0,5 - 0,9	0	+0,1	6,0	4,0	± 2,0	0	± 0,1	0	+0,2
				1,0 - 1,5		+0,2	7,0						+0,2
				1,6 - 2,2		+0,3	8,0						-0,3
				2,5 - 4,0			9,0						+0,2

Рисунок 3. Результат расчета параметров геометрии сварного шва с использованием компьютеризированной системы

В правой части окна результатов расчета параметров геометрии сварного шва на Рисунке 3 показаны вводимые данные, необходимые для построения алгоритма функционирования системы и дублирующие вводимые данные в интерфейсе ввода данных на Рисунке 2. Нижней строкой отображается основное производственное требование.

2. Укрупненный алгоритм компьютеризированной системы выбора режимов автоматической аргонодуговой сварки

Полученная математическая модель в диссертационной работе реализована в компьютеризированной системе «Расчет параметров геометрии стыковых соединений при АрДС тонколистовых коррозионно-стойких сталей на медной подкладке» и является частью базы данных для управления сварочными

инверторными источниками питания. На Рисунке 4 представлен укрупненный алгоритм функционирования компьютеризированной системы выбора режима автоматической АрДС.



Рисунок 4. Укрупненный алгоритм функционирования системы выбора режима автоматической АрДС на подкладке

2.1. Обозначения параметров входных и выходных данных в алгоритмах построения системы

- δ – толщина пластины, мм;
- b – ширина канавки в медной подкладке, мм;
- I – сила тока, А;
- U – напряжение на сварочной дуге, В;
- η – эффективный КПД сварочной дуги;
- Ra_1 – шероховатость поверхности стального образца, мкм;
- Ra_2 – шероховатость поверхности медной подкладки, мкм;
- k^1 – поправочный коэффициент для расчета ширины обратного валика, учитывающий Ra и b ;
- e_i – ширина сварного шва, мм;
- e_{1ij} – ширина обратного валика, мм;
- α_{ij}, β_{ij} – коэффициенты для расчета ширины шва;
- $\gamma_{ij}, \varphi_{ij}$ – коэффициенты для расчета ширины обратного валика;
- σ_{ij}, τ_{ij} – коэффициенты для расчета параметров стыкового шва с учетом линейной аппроксимации по толщине.

3. Алгоритмы расчета основных параметров геометрии сварного шва в зависимости от заданного производственного требования

3.1. Алгоритм расчета параметров сварного шва в соответствии с требованием максимальной производительности процесса

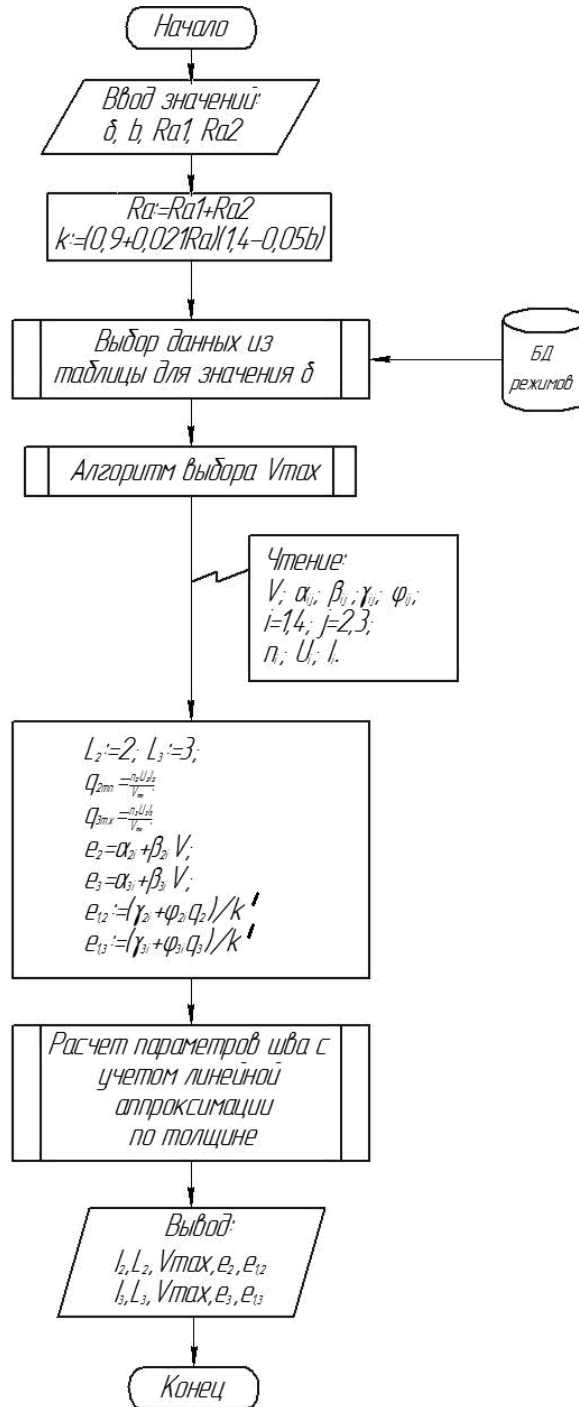


Рисунок 5. Расчет параметров сварного шва в соответствии с требованием максимальной производительности процесса

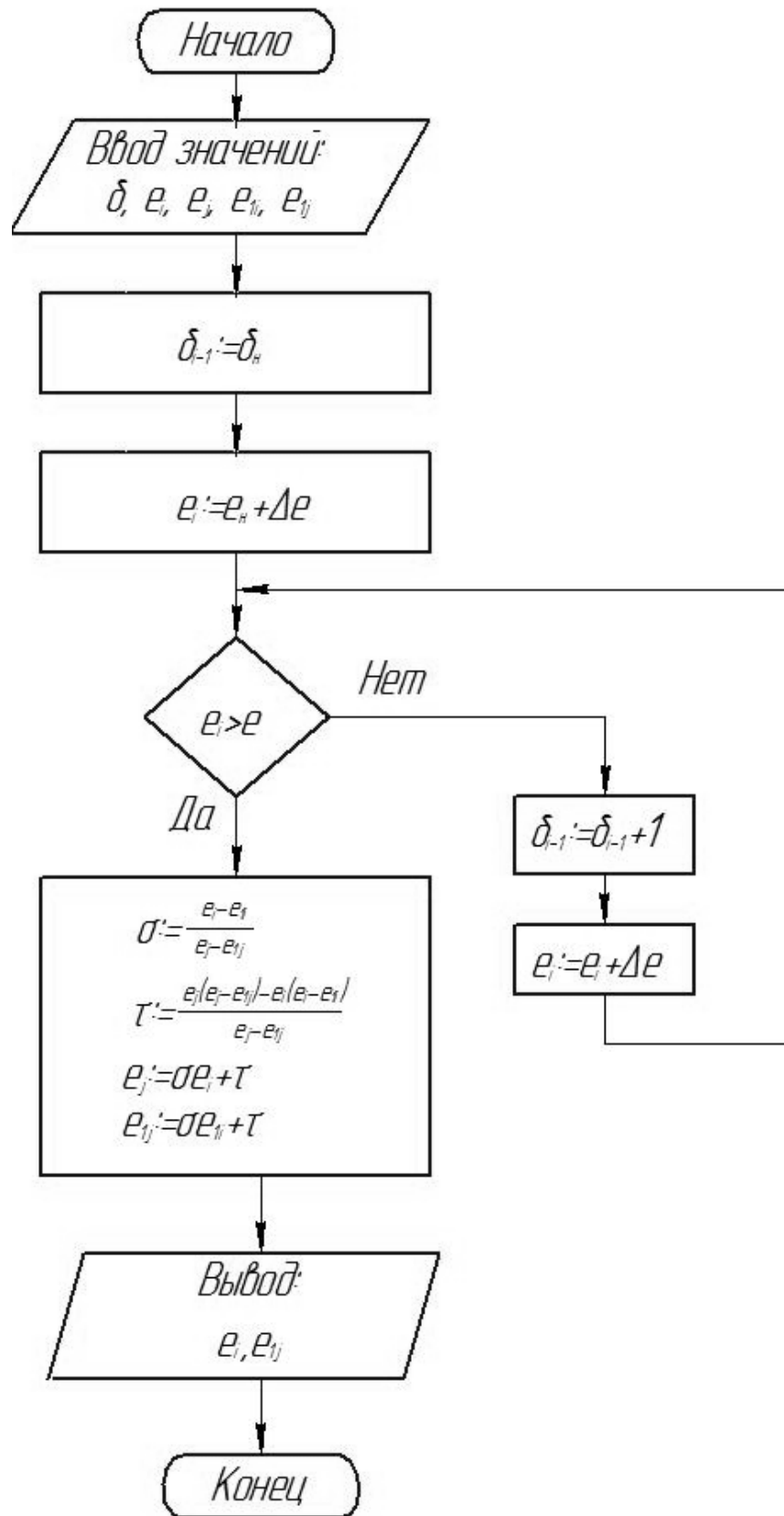


Рисунок 5.1. Алгоритм расчета ширины шва и ширина обратного валика с учетом линейной интерполяции по толщине

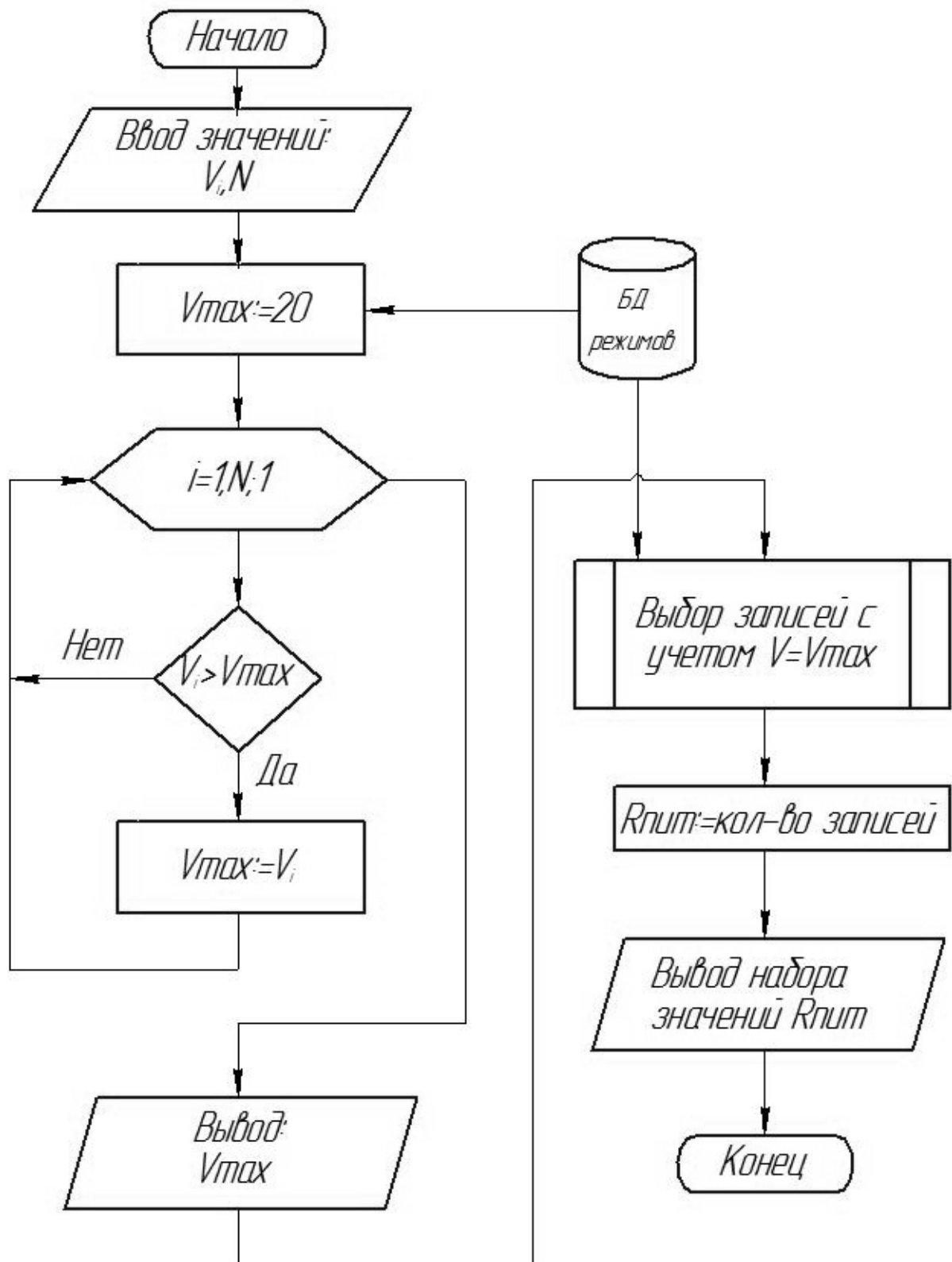


Рисунок 5.2. Алгоритм выбора максимальной скорости сварки

3.2. Алгоритм расчета параметров режимов сварки в соответствии с обеспечением минимальной ширины сварного шва

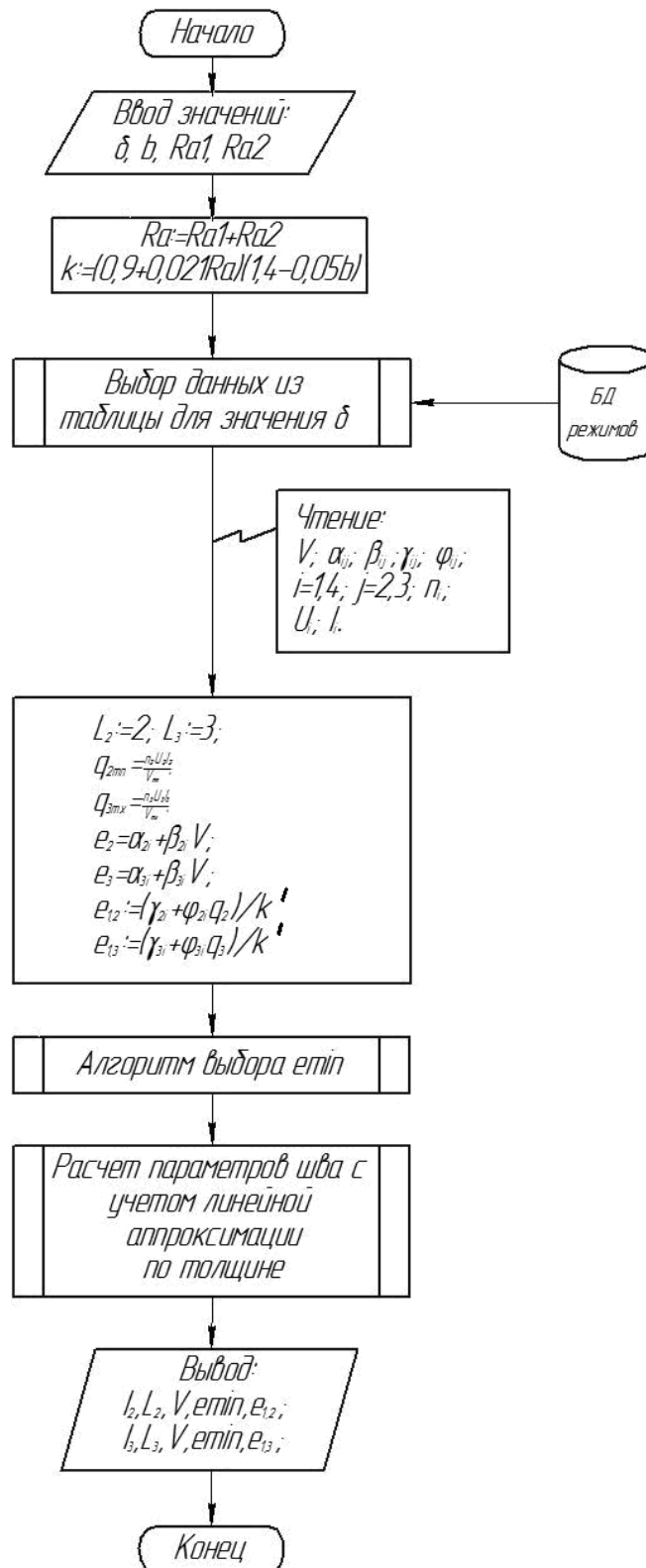


Рисунок 6. Расчет параметров сварного шва в соответствии с требованием минимальной ширины сварного шва

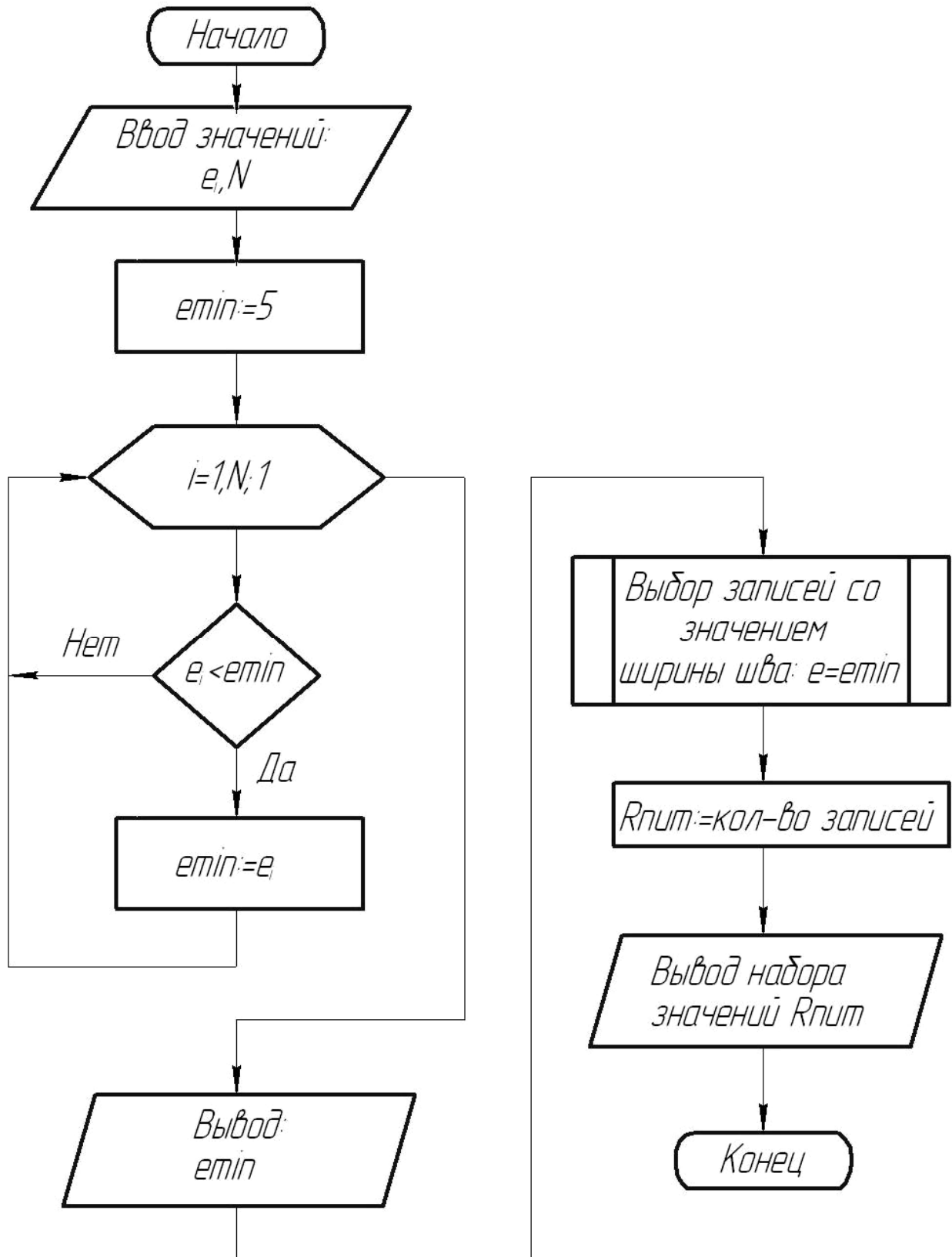


Рисунок 6.1. Алгоритм выбора режимов сварки, позволяющих получить сварной шов шириной не менее 5 мм (e_{\min})

3.3. Алгоритм расчета параметров режимов сварки в соответствии с требованием получения минимального усиления сварного шва

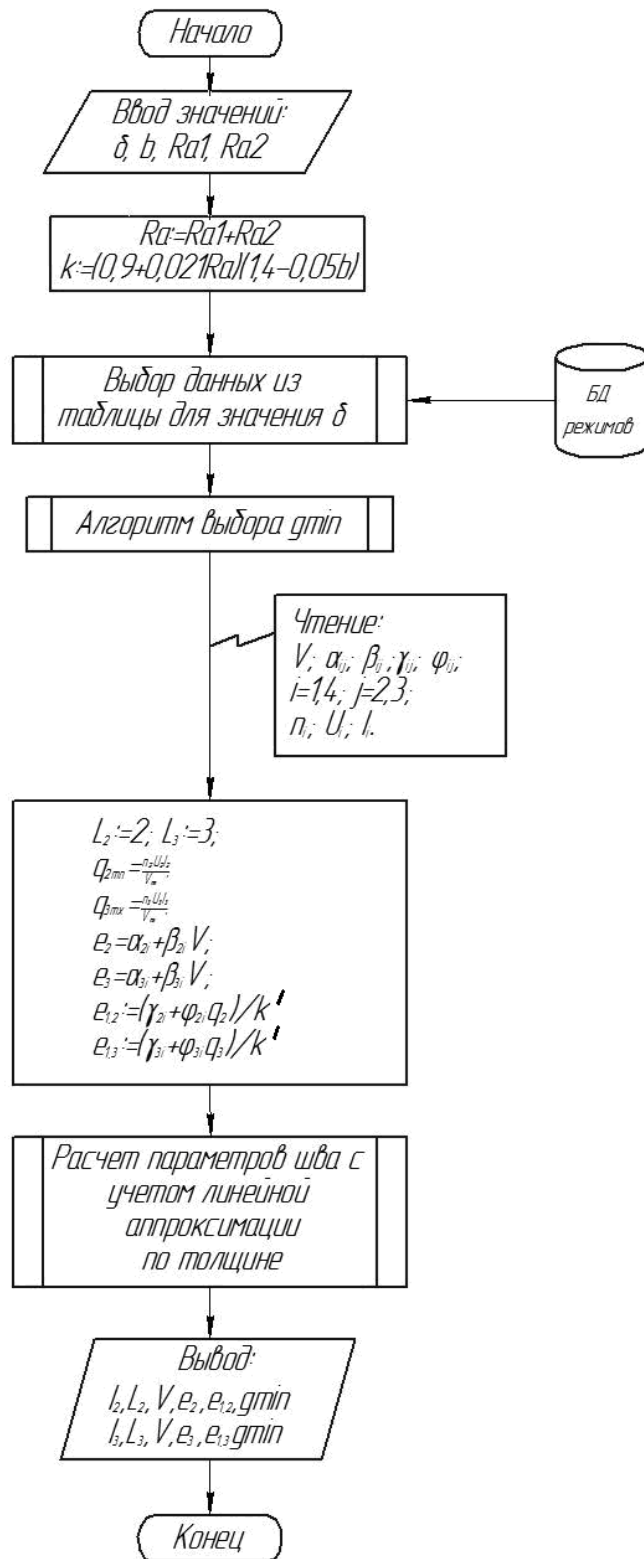
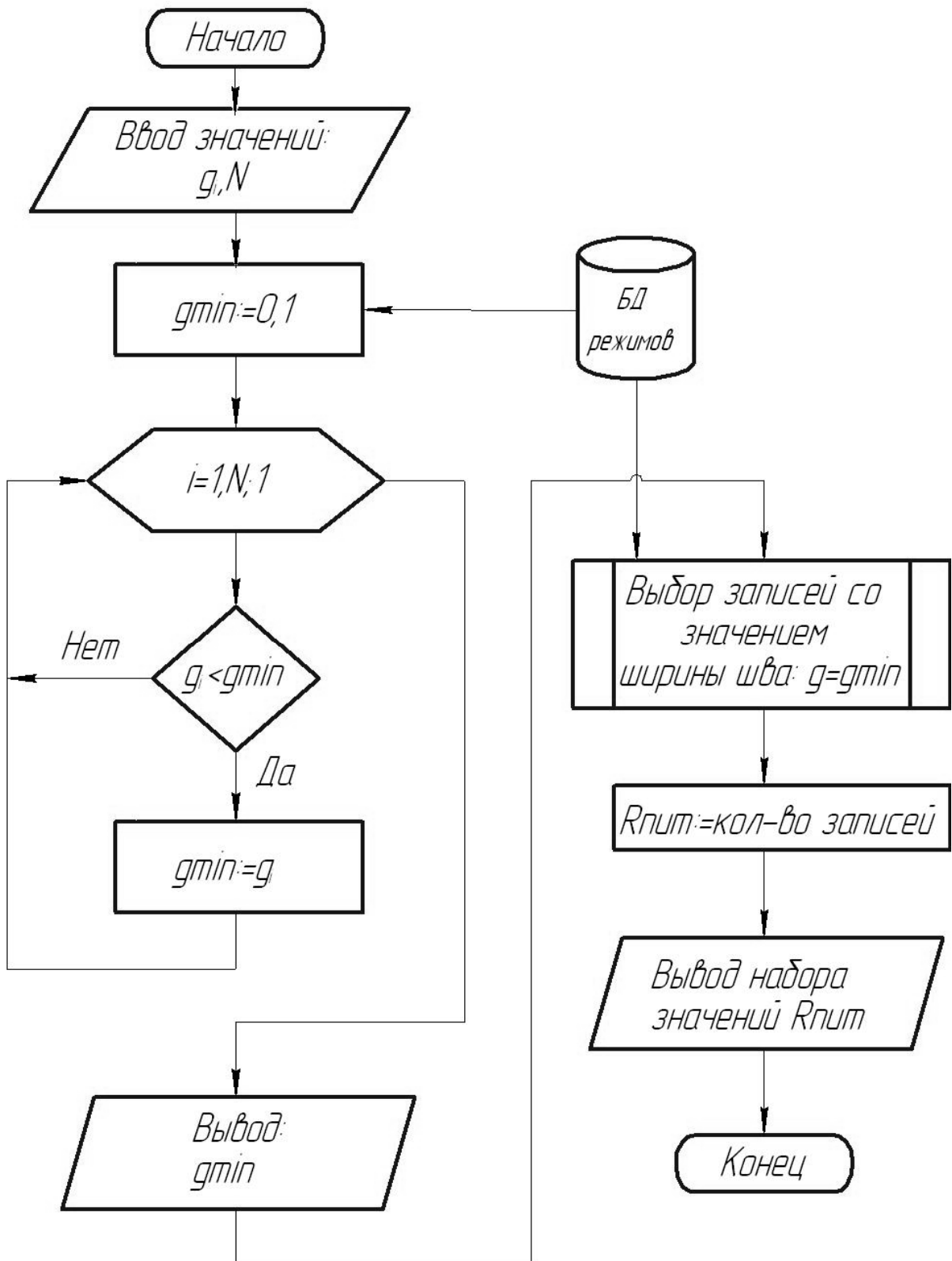


Рисунок 7. Алгоритм расчета параметров режимов сварки с учетом требования минимального усиления сварного шва

Рисунок 7.1. Алгоритм выбора минимального усиления g_{\min}

сварного шва

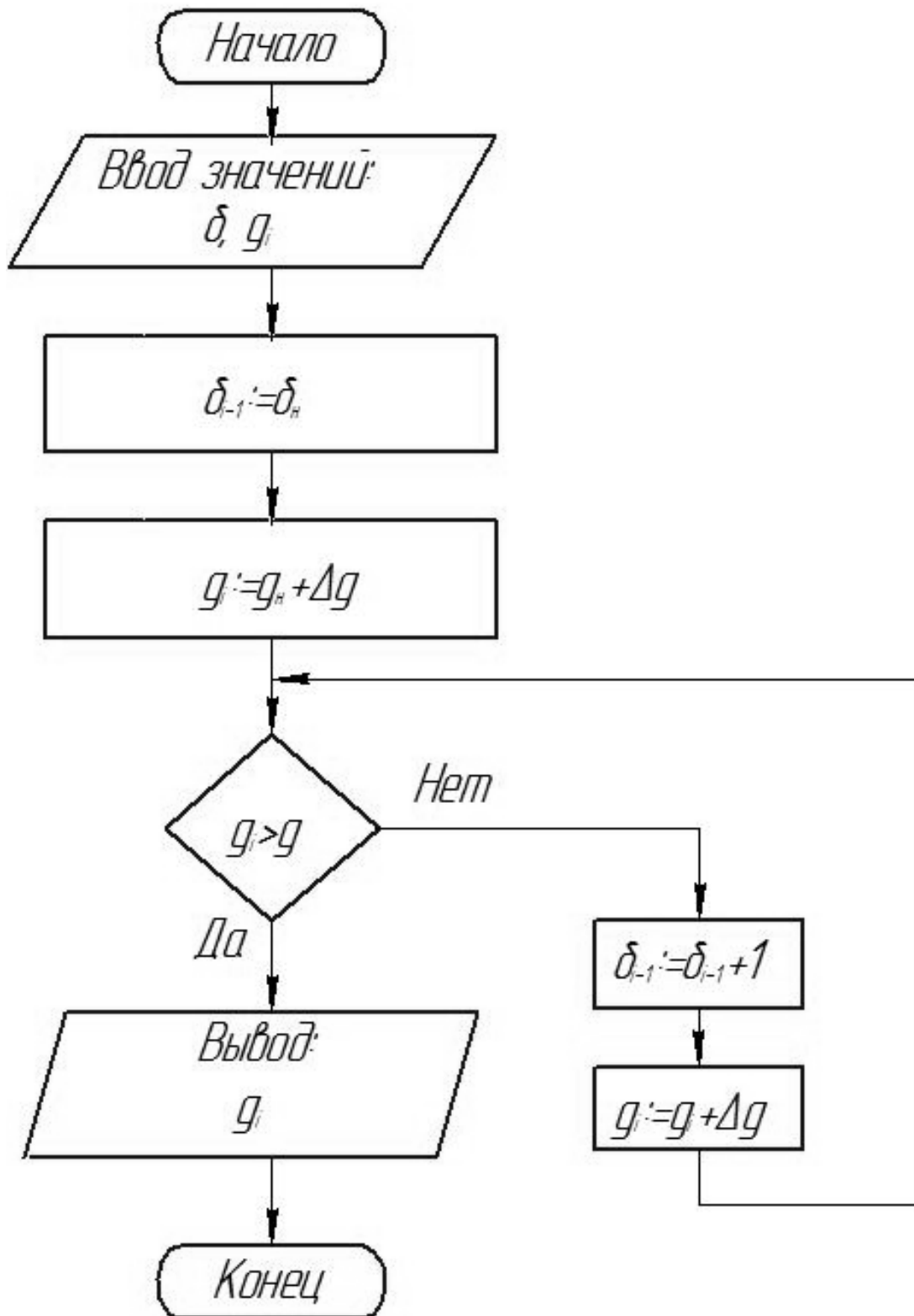


Рисунок 7.2. Алгоритм вывода параметра - усиления шва с учетом линейной интерполяции по толщине

3.4. Алгоритм расчета параметров режимов сварки в соответствии с требованием получения минимального отношения ширины шва к ширине обратного валика

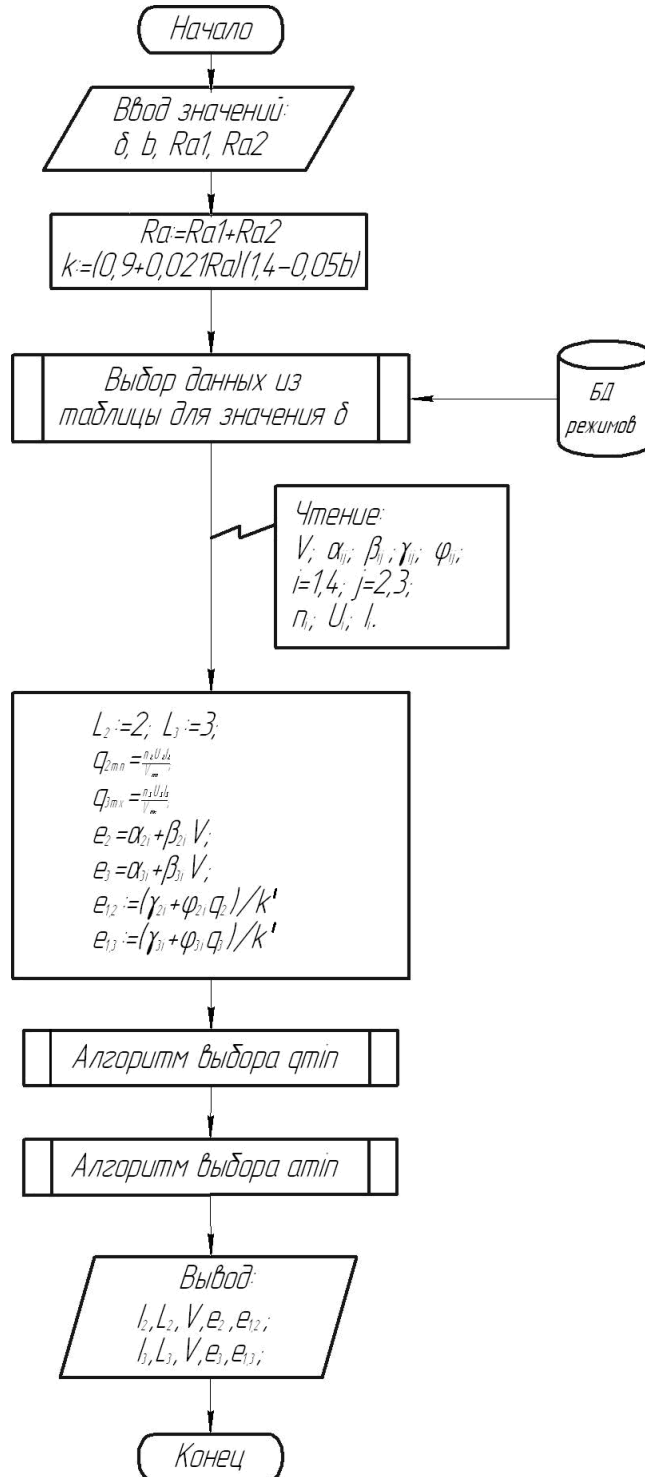


Рисунок 8. Алгоритм для расчета параметров геометрии режимов сварки с учетом требования минимизации отношения ширины сварного шва к ширине обратного валика

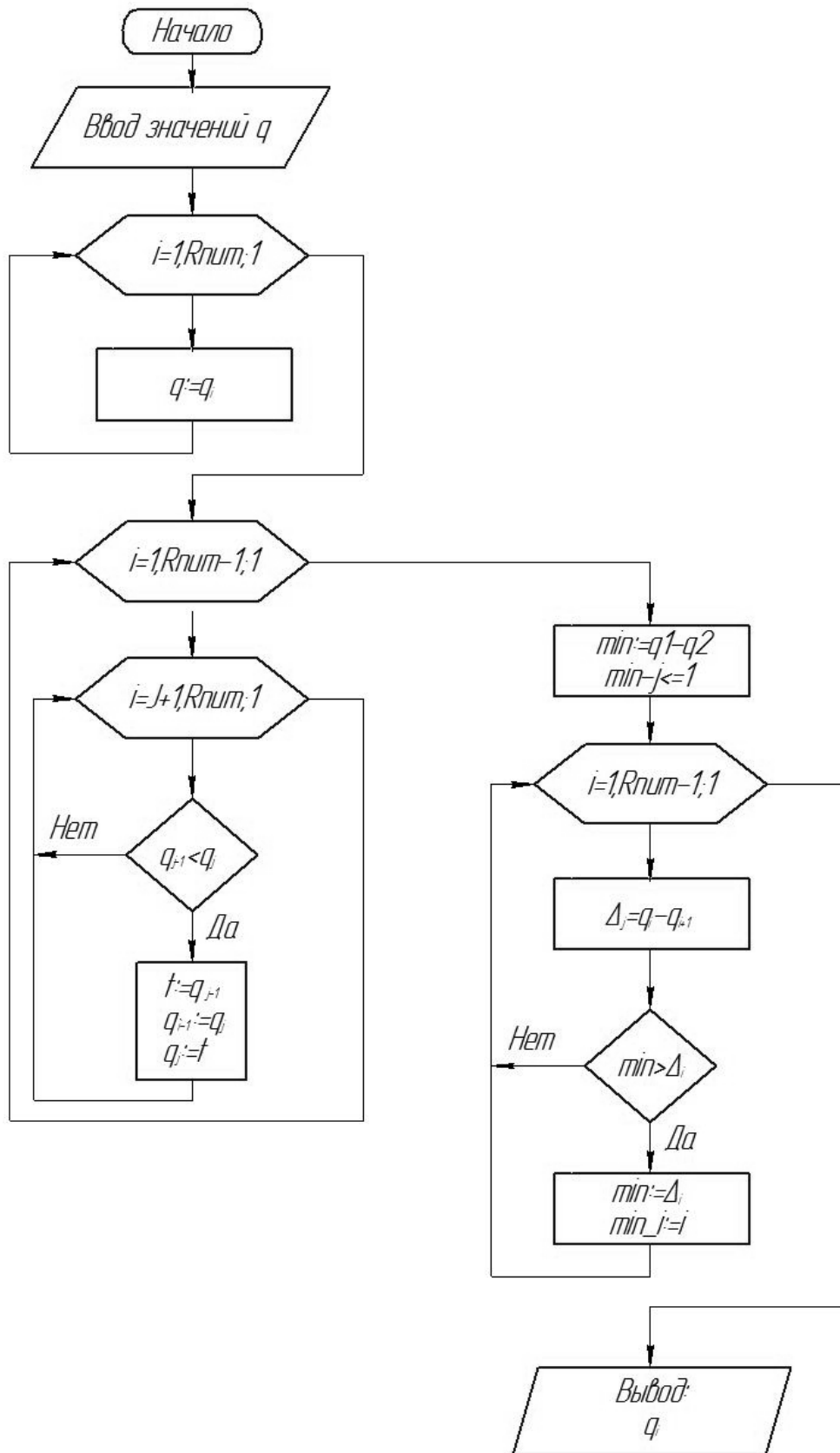


Рисунок 8.1. Алгоритм выбора режимов сварки с минимальным значением погонной энергии $q_{\text{п}}$

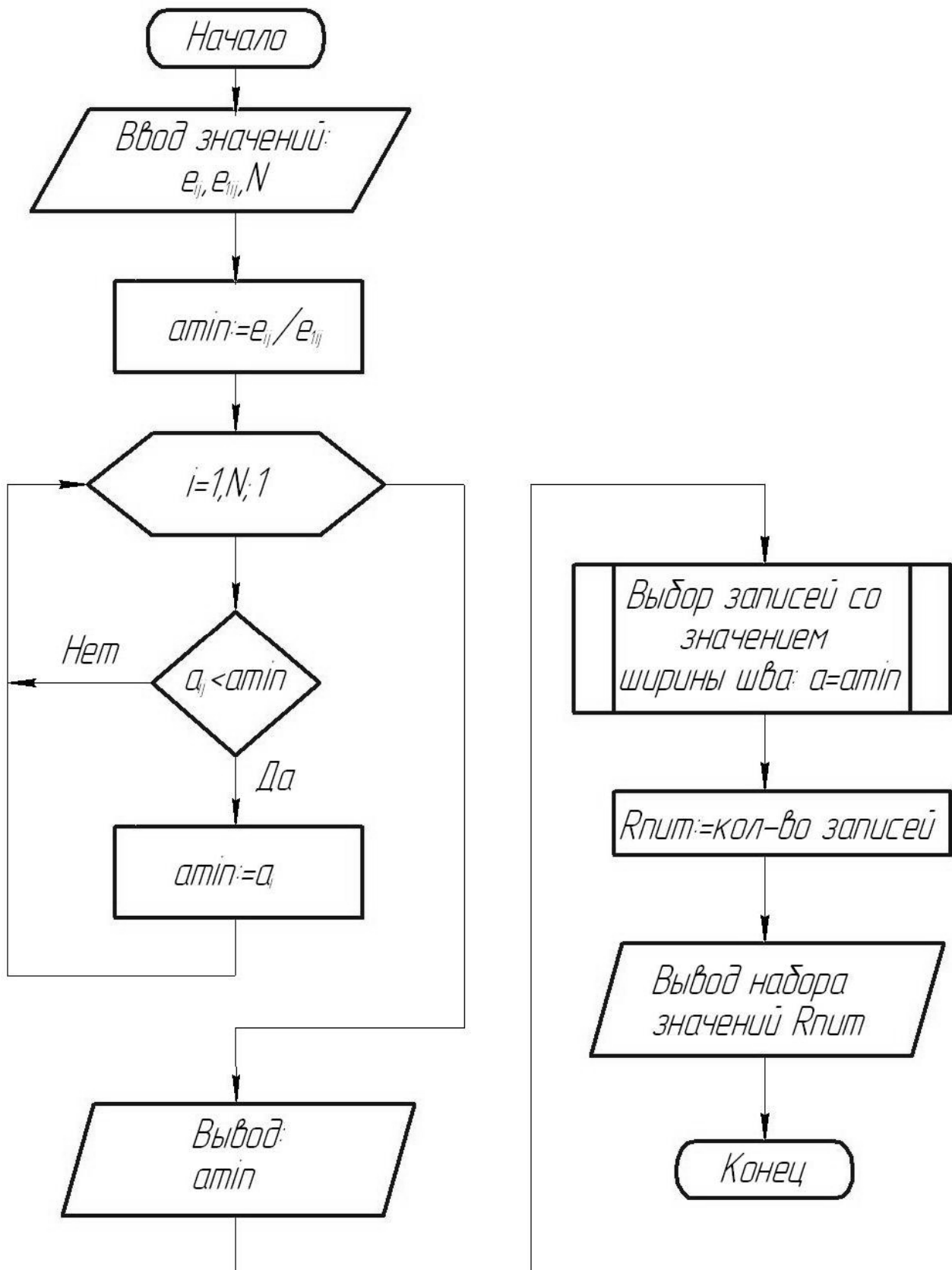


Рисунок 8.2. Алгоритм выбора минимального отношения ширины сварного шва к ширине обратного валика

Компьютеризированная система выбора режимов автоматической аргодуговой сварки неплавящимся электродом стыковых соединений на медной подкладке коррозионно-стойких материалов толщиной от 1,5 до 3 мм на основе заданного производственного требования позволяет осуществлять разработку технологий сварки новых изделий без проведения работ по экспериментальной корректировке режимов сварки в производственных условиях. Компьютеризированная система «Расчет параметров геометрии стыковых соединений при аргодуговой сварке тонколистовых коррозионно-стойких сталей на медной подкладке» внедрена на предприятии ОАО «Уфимское моторостроительное производственное объединение» с расчетным экономическим эффектом за два года в 1,8 млн. рублей.

Полученная компьютеризированная система выбора режимов автоматической аргодуговой сварки неплавящимся электродом внедрена в качестве базы данных программируемых сварочных источников питания, реализуемых компанией ООО «ШТОРМ-ЛОРХ» в виде запрограммированных заданий для сварки тонколистовой нержавеющей стали (функция Tiptronic) сварочными инверторами серии Lorch AC/DC серий V 24, 27, 30, 40, 50 и T-Pro 250, 300 компании ООО «ШТОРМ-ЛОРХ». Расчетный экономический эффект составил 1,6 млн. рублей.



ОБЩЕСТВО С ОГРАНИЧЕННОЙ ОТВЕТСТВЕННОСТЬЮ
«ШТОРМ»
ИНН 6672305484, КПП 667201001, ОГРН 1096672018442
ОКПО 63945747
620100, г. Екатеринбург, ул. Народной воли, 115
**Почтовый адрес: 624093, Свердловская область,
г. Верхняя Пышма, 3 ОПС, а/я 1**
Р/с 40702810916480049507 в Уральском банке Сбербанка РФ,
г. Екатеринбург, К/с 30101810500000000674, БИК 046577674
Телефон / факс (343) 283-00-50

АКТ

о внедрении результатов диссертационной работы Никифорова Р.В.
«Разработка математической модели аргонодуговой сварки неплавящимся
электродом стыковых соединений тонколистовых коррозионно-стойких
сталей с учетом термомеханических процессов в изделии»

На предприятии ООО «Шторм» внедрены следующие результаты диссертационной работы:

- 1) База данных, позволяющая связать параметры стыкового шва тонколистовой нержавеющей стали при автоматической аргонодуговой сварке со сквозным проплавлением на медной подкладке с оптимизированными параметрами режима проплавления, реализованная в составе программного обеспечения сварочных автоматов на базе инверторов Lorch AC/DC серии V 24, 27, 30, 40, 50.
- 2) Количественные зависимости, связывающие ширину шва и ширину обратной стороны стыкового шва с режимами аргонодуговой сварки неплавящимся электродом и учитывающие конструктивные особенности сварочной оснастки, в качестве запрограммированных заданий для сварки тонколистовой нержавеющей стали (функция Tiptronic) сварочными инверторами серии Lorch AC/DC серий V 24, 27, 30, 40, 50 и T-Pro 250, 300.
- 3) Технологические рекомендации по повышению технологической подготовки производства за счет прогнозирования влияния конструкции сварочной оснастки на геометрию сквозного проплавления при автоматической сварке на медной подкладке.

В результате внедрения разработанных базы данных, количественных взаимосвязей и технологических рекомендаций по повышению технологической подготовки производства расчетный ожидаемый экономический эффект оцениваем в 1,6 млн. рублей.

Директор



Шолохов М.А.

15.04.2013г




ОТКРЫТОЕ АКЦИОНЕРНОЕ ОБЩЕСТВО

"УФИМСКОЕ МОТОРОСТРОИТЕЛЬНОЕ ПРОИЗВОДСТВЕННОЕ ОБЪЕДИНЕНИЕ"

№ _____

на № _____

Россия, 450039, Уфа, ул. Ферина, дом 2
 Телетайп / телекс 162340, "RICA RU"
 факс: +7(347) 238-37-44,
 тел: +7(347) 238-33-66,
 +7(347) 238-18-63,
 e-mail: umpro@umpro.ru, сайт: www.umpro.ru
 ОГРН 1020202388359, КПП 997850001,
 ИНН 0273008320, ОКПО 07503916

УТВЕРЖДАЮ:
 Заместитель управляющего директора -
 Технический директор
 "УМПО" _____ д.т.н., проф. С.П. Павлинич
 « _____ » _____ 2013 г.



АКТ

о внедрении результатов диссертационной работы Никифорова Р.В.
 «Разработка математической модели аргонодуговой сварки неплавящимся электродом стыковых соединений тонколистовых коррозионно-стойких сталей с учетом термомеханических процессов в изделии»

В 2012-2013 г.г. в лаборатории сварки и ряде цехов «Уфимского моторостроительного производственного объединения» при выборе параметров автоматической аргонодуговой сварки коррозионно-стойких сталей применялись рекомендации, представленные в диссертационной работе Никифорова Р.В.

Результаты работы апробированы на предприятии ОАО «Уфимское моторостроительное производственное объединение» в виде компьютеризированной системы выбора режимов автоматической аргонодуговой сварки неплавящимся электродом стыковых соединений на медной подкладке коррозионно-стойких материалов толщиной от 1,5 до 3 мм, которая позволяет технологам предприятия осуществлять подготовку производства новых изделий в большинстве случаев без проведения работ по экспериментальной корректировке режимов сварки.

В результате внедрения компьютеризированной системы выбора режимов автоматической аргонодуговой сварки расчетный экономический эффект составил 1,8 млн. рублей.

И.о. главного сварщика _____

Начальник лаборатории сварки _____

20.10.12

П.Б. Заикин

Л.М. Габдрахманова