

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б. Н. Ельцина»

Институт новых материалов и технологий
Кафедра «Технология сварочного производства»

На правах рукописи

Хайбрахманов Радик Ульфатович

Снижение деформаций стальных тонкостенных конструкций при дуговой сварке на основе моделирования напряжений и деформаций

Специальность 2.5.8 Сварка, родственные процессы и технологии

Диссертация на соискание ученой степени кандидата
технических наук

Научный руководитель
Доктор технических наук
Ю. С. Коробов

Екатеринбург - 2023

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	4
ГЛАВА 1. ДУГОВАЯ СВАРКА ТОНКОЛИСТОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ВЫСОКОПРОЧНЫХ СТАЛЕЙ.....	10
1.1 Постановка проблемы.....	10
1.2 Свариваемость среднеуглеродистых среднелегированных высокопрочных сталей.....	13
1.2.1 Влияние состава и структуры основного металла.....	13
1.2.2 Влияние напряжений.....	19
1.2.3 Влияние термического цикла сварки.....	21
1.2.4 Влияние водорода.....	23
1.3 Особенности напряженно-деформированного состояния сварных тонколистовых конструкций.....	25
1.4 Сварочные приспособления.....	29
1.5 Моделирование напряженно-деформированного состояния в сварных конструкциях.....	38
1.6 Выводы по главе 1.....	51
ГЛАВА 2. КОМПЬЮТЕРНЫЙ ИНЖЕНЕРНЫЙ АНАЛИЗ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ СВАРОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ В ТОНКОЛИСТОВЫХ КОНСТРУКЦИЯХ ИЗ ВЫСОКОПРОЧНЫХ СТАЛЕЙ.....	54
2.1 Физическая модель напряженно-деформированного состояния.....	54
2.1.1 Схема закрепления.....	54
2.1.2 Тепловые процессы и фазовые превращения.....	57
2.1.3 Изменение напряжений и деформаций.....	59
2.1.4 Безмоментная теория.....	63
2.1.5 Участки закрепления.....	65
2.2 Разработка численной модели и алгоритма расчетов.....	67
2.3 Постановка задачи.....	75
2.4 Разработка расчётной сетки.....	78
2.5 Начальные и граничные условия.....	81

2.6 Расчёт и анализ результатов моделирования	89
2.7 Выводы по главе 2	95
ГЛАВА 3. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ ЗАКРЕПЛЕНИЯ НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ СБОРКИ	97
3.1 Методика выполнения эксперимента.....	97
3.2 Оборудования для проведения исследований.....	100
3.3 Результаты экспериментального исследования	102
3.4 Выводы по главе 3	110
ГЛАВА 4. РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ СВАРОЧНОГО ПРИСПОСОБЛЕНИЯ	112
4.1 Исходные данные для методики конструктивной реализации адаптивной нагрузки.....	112
4.2 Методика проектирования сварочного приспособления	113
4.3 Адаптивный прижим.....	120
4.4 Выводы по главе 4.....	121
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	122
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ.....	125
Приложение А	142

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования.

Тонколистовые конструкции толщиной до 5 мм в авиационной, судостроительной промышленности, энергетике и других отраслях для изделий, требующих высокой относительной прочности, изготавливают из высокопрочных сталей мартенситно-бейнитного класса. Основные технологические проблемы при сварке таких конструкций возникают из-за высокой вероятности образования холодных трещин и появления местных дефектов искажения формы поверхности, формирующихся за счёт пластических деформаций, связанных с неравномерным нагревом и распределением расплавленного металла по высоте сечения шва. Для их предупреждения требуется решение ряда задач конструктивного, технологического и металлургического характера. В некоторых случаях сложно выбрать их рациональное соотношение. Например, увеличение жесткости при сборке снижает деформации конструкции, но увеличивает внутренние напряжения в сварных соединениях, а сварка в свободном состоянии приводит к высоким остаточным деформациям и т. д. Перебор вариантов соотношения параметров (внутренних напряжений и деформаций) путем натурального эксперимента требует высоких трудозатрат. Более экономично выполнить это посредством численного моделирования поведения сварных соединений с дальнейшей верификацией результатов в натурном эксперименте.

На российских предприятиях осознают данную проблему и занимаются ее решением. В частности, программные продукты для решения задач технологической механики (задачи пластической обработки металлов, сварки и термообработки, литья металлов) используют в базовых отраслях отечественной промышленности: атомной, авиа- и судостроительной. Однако в настоящее время инженерное программное обеспечение (ПО) для решения данной проблемы в основном зарубежной разработки. Основными производителями таких программных продуктов выступают компании ESI Group (Франция), Simufact (Германия), ANSYS (США) и ряд других зарубежных производителей.

Зарубежные пакеты компьютерного моделирования поведения сварных соединений основаны на процедурах конечно-элементного моделирования. Они позволяют решить обозначенные выше задачи, но имеют следующие недостатки:

1) Отсутствует специализированная методика по расчёту напряженно-деформированного состояния высокопрочных сталей.

2) Реализация граничных условий в виде закреплений сопровождается сложностью, связанной с неавтоматизированным вводом данных усилий закрепления, оказывающих влияние на сборку.

Представленная работа посвящена снижению уровня недопустимых остаточных деформаций до обеспечения требований, предъявляемых к тонколистовым конструкциям после сварки, изготовленным из высокопрочных сталей за счёт применения закрепления, отражающего адаптивный характер изменения напряжений и деформаций в зоне закрепления. Усилие закрепления оптимизируется на основе конечно-элементного моделирования тепловых полей, сварочных напряжений и деформаций, выполненного с применением оригинального ПО.

Актуальность диссертационной работы подтверждается её выполнением в рамках государственной поддержки программы «УМНИК» Фонда содействия инновациям №11995ГУ/2017.

Степень разработанности. Значительный вклад в развитие численного моделирования сварных соединений внесли такие российские и зарубежные учёные как Н. Н. Рыкалин, В. А. Кархин, К. М. Гатовский, В. А. Винокуров, С. А. Куркин, В. И. Махненко, Г. А. Николаев, А. Н. Серенко, М. Н. Крумбольдт, К. В. Багрянский, L. J. Segerlind, J. Goldak, J. V. Leblonde и др.

Цели и задачи. Целью работы является разработка конструктивно-технологического решения по снижению деформаций после сварки тонколистовых конструкций при повышении производительности и качества.

В соответствии с целью необходимо решить ряд основных задач:

1) Разработать физическую модель напряжённо-деформированного состояния.

2) Предложить способ изменения напряжённо-деформированного состояния на основе разработанной физической модели и реализовать путем конечно-элементного моделирования.

3) Разработать методику конструктивной реализации предложенного способа по снижению деформаций в тонколистовых конструкциях и выполнить её верификацию.

4) Внедрить результаты исследований в промышленное производство.

Научная новизна. Разработана физическая модель напряженно-деформированного состояния в зоне сварного соединения тонколистовых конструкций, изготовленных из высокопрочных сталей, основанная на учете напряжений при фазовых превращениях и термических напряжений в процессе дуговой сварки. На основе физической модели разработана конечно-элементная модель напряженно-деформированного состояния тонколистовых конструкций с применением адаптивной нагрузки:

- выполнено экспериментальное и теоретическое описание процесса изменения напряженно-деформированного состояния в зависимости от условий закрепления. Выполнен анализ влияния рассмотренного изменения на механические свойства сварного соединения;

- установлено рациональное соотношение остаточных сварочных напряжений и деформаций в тонколистовой обечайке на основе баланса упругих и пластических деформаций в зоне сварного шва;

- установлено распределение напряжений и деформаций при изменениях параметров геометрии свариваемых деталей. Усилие адаптивной нагрузки равное 500 и 900 Н приводит к скачкообразному повышению внутренних напряжений на 16-20% при толщинах конструкции 3 и 4 мм соответственно. Потеря устойчивости формы поверхности наступает при усилиях закрепления 300, 600 и 1100 Н для толщин 2, 3, 4 мм соответственно;

- предложена методика расчёта участков и усилий закрепления с адаптивной нагрузкой при сварке тонколистовой конструкции в зависимости от входных

данных, характеризующих свойства материала, геометрию и технологические режимы.

Теоретическая и практическая значимость работы. Разработана методика проектирования сборочно-сварочного приспособления для изготовления сварной тонколистовой конструкции из высокопрочных сталей на основе оригинальной программы расчёта напряжённо-деформированного состояния.

Разработан адаптивный прижим для сборочно-сварочного приспособления, обеспечивающий качество сварного соединения тонколистовых конструкций при сохранении уровня деформаций, соответствующих интервалу требований, предъявляемых к детали. Внедрение разработки на ПАО «Машиностроительный завод имени М. И. Калинина, г. Екатеринбург» позволило снизить трудоемкость на 15-20% за счёт исключения операции термической калибровки.

Методология и методы исследования. Для численного моделирования использовано оригинальное ПО «Bazis», реализующее метод конечных элементов.

Экспериментальные исследования, связанные с анализом результатов механических испытаний сварного соединения и деформаций после механизированной сварки в защитных газах неплавящимся электродом с подачей присадочной проволоки, выполнены по стандартным методикам на сертифицированном оборудовании, и включали в себя: рентгенографический контроль качества сварного соединения, механические испытания сварного соединения на статические растяжение и изгиб сварных образцов, оптическую микроскопию, измерение твердости.

Эксперименты выполнены в ФГАОУ ВО «УрФУ имени первого Президента России Б. Н. Ельцина». Результаты работы не противоречат общепринятым мировым представлениям о предмете исследования.

Положения, выносимые на защиту:

1 Оценка и анализ особенностей напряжённо-деформированного состояния сварных тонколистовых конструкций при локальной потере устойчивости формы в области сварного соединения.

2 Результаты определения рационального интервала усилий закрепления в области высокотемпературного воздействия на тонколистовой металл из высокопрочной стали на основе численного моделирования нелинейных процессов распространения тепла и распределения напряжений и деформаций с применением оригинального пакета конечно-элементного анализа.

3 Методика проектирования сборочно-сварочных приспособлений, с помощью которых можно изготавливать тонколистовые конструкции с достаточной по конструктивным требованиям точностью без трудоемкой операции термической калибровки.

Степень достоверности подтверждается использованием апробированных расчётных методов, наличием удовлетворительной сходимости между результатами моделирования напряженно-деформированного состояния с результатами лабораторных экспериментов. Применены современные методы исследования на сертифицированном оборудовании. Для решения задач работы применяли ПО «Vazis», основанное на методе конечных элементов, апробированное на предприятиях для расчетов напряженно-деформированного состояния сварных конструкций. Численное моделирование выполнено в объеме, позволяющем подтвердить воспроизводимость результатов.

Полученные результаты соответствуют современным представлениям науки в данной области.

Апробация результатов работы. Основные результаты работы были представлены и обсуждались на следующих конференциях: 19-я международная выставка по сварке, резке и родственным технологиям «Сварка/Welding 2018» г. Екатеринбург; XXI областной конкурс научно-исследовательских работ студентов учреждений среднего и высшего образования Свердловской области «Научный Олимп» 2018 г, г. Екатеринбург; IX Уральская научно-практическая конференция «Сварка. Реновация. Триботехника» г. Нижний Тагил; международная конференция Сварка в России – 2019: «Современное состояние и перспективы» посвящается 100-летию со дня рождения Б. Е. Патона, г. Томск; международная научная конференция «Современные материалы и передовые производственные

технологии – 2021» г. Санкт-Петербург; XV научно-промышленный форум «Техническое перевооружение машиностроительных предприятий России» 2022 г, г. Екатеринбург.

Публикации. По теме диссертации опубликовано 12 научных работ, из них 5 статей в рецензируемых научных изданиях из перечня ВАК РФ, в том числе 2 статьи индексированные в базе данных Scopus, WoS; зарегистрирована программа для ЭВМ «Clamp» №2019612921.

Структура и объем работы. Диссертация состоит из введения, четырех глав, заключения, списка литературы из 160 наименований. Объем диссертации 142 страницы, включая 35 формул, 12 таблиц и 56 рисунков.

Личный вклад состоит в постановке задачи исследования, разработке физической и математической моделей и программного комплекса для расчетов напряженно-деформированного состояния, проведении расчётов на основе конечно-элементного анализа, разработке методики экспериментального исследования с целью установления фактических деформаций и механических свойств сварного соединения, формулировании выводов, рекомендаций по улучшению технологии изготовления тонколистовой обечайки, разработке методики проектирования сборочно-сварочного приспособления с применением адаптивных прижимов, подготовке публикаций и докладов по тематике диссертации.

Автор считает своей обязанностью выразить искреннюю признательность и благодарность научному руководителю доктору технических наук Ю. С. Коробову, главному сварщику ПАО «МЗИК» Д. Л. Ярошевичу, разработчику ПО «Bazis» Г. А. Биленко за внимание, терпение и помощь в выполнении работы.

ГЛАВА 1. ДУГОВАЯ СВАРКА ТОНКОЛИСТОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ВЫСОКОПРОЧНЫХ СТАЛЕЙ

В первой главе показаны основные технологические проблемы при сварке тонколистовых конструкций из высокопрочных сталей, связанные с потерей устойчивости формы и высокими остаточными напряжениями. Выполнен обзор и анализ методов для их предупреждения. Для отладки и оптимизации существующих технологических процессов сварки рассмотрены возможности численного моделирования на основе конечно-элементной модели. Описано современное ПО, выполняющее поэтапные расчёты напряжённо-деформированного состояния, решающее тепловую, металлургическую и механическую задачи, что позволяет снизить затраты на поиск решения, удовлетворяющего требованиям, предъявляемые к детали. Показаны существующие технологические решения по обеспечению стабильного качества сварки тонколистовых конструкций и их недостатки.

1.1 Постановка проблемы

Тонколистовые цилиндрические конструкции из высокопрочных сталей распространены в судостроении, авиации, транспортном машиностроении. Основная технология их изготовления включает вальцовку листов в обечайки и последующую сварку, преимущественно стыкового соединения [1, 2]. При сварке продольных швов обечаек возможно местное искривление прямолинейной образующей или изгиб трубы как обычной балки, представленные на рисунке 1.1. Для тонкостенных обечаек более характерен первый случай. При этом происходит уменьшение кривизны в зоне шва в поперечном сечении вследствие потери устойчивости под действием напряжений сжатия, уравнивающих растянутую зону шва (см. рис. 1.1) [3, 4].

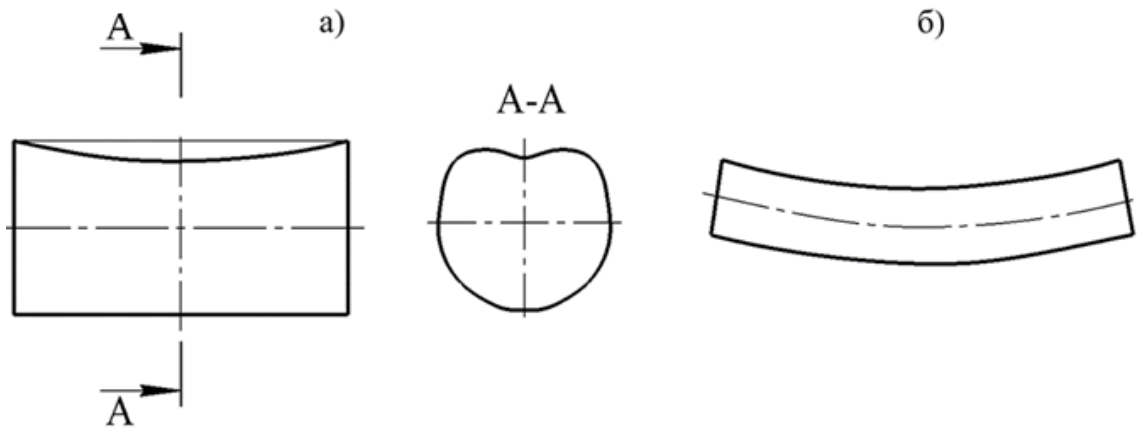


Рисунок 1.1 – Продольные и поперечные деформации при выполнении продольного шва тонкостенной обечайки а) местное искривление прямолинейной образующей; б) изгиб трубы как обычной балки [3, 4]

Для снятия внутренних напряжений выполняют местный отпуск индукционным нагревом с последующей термической калибровкой, что обеспечивает геометрию обечайки в соответствии с требованиями к ним. Термическая калибровка отличается высокой трудоемкостью, составляющее 15-20% от общего времени сварочных операций.

Как правило, в конструкциях не допускаются отклонения (Δ), превышающие половину толщины для неподкрепленных гладких оболочек $\Delta \leq 0,5\delta$. Для достижения точности изготовления сварку обечайки производят в специальной сварочной оснастке, обеспечивающей жесткое закрепление [2].

Для снижения деформаций при сварке тонколистовых конструкций применяется жесткое закрепление свариваемых деталей. Повышение жесткости является причиной формирования остаточных напряжений, соизмеримых с пределом прочности металла, что приводит к образованию холодных трещин.

Окерблом Н.О. [5] показал, что, при наличии закрепления основного металла вдоль стыка, напряжения, возникающие в стыковом сварном соединении, приводят к следующим эффектам:

- уменьшение зазора между листами вследствие наличия напряжений на участках между зонами закрепления и кромками металла;
- деформации, выходящие за пределы первоначальной плоскости свариваемых листов в виде выпучин при V – образной разделке кромок вследствие неравномерного укорочения волокон шва, расположенных на уровнях по толщине свариваемых листов.

Однако, в случае стыковых соединений тонколистового металла, возникающие сварочные напряжения могут привести к потере устойчивости металла на участке между зоной закрепления и кромками металла даже без разделки кромок. Этот случай не рассмотрен исследователем, хотя такой вид деформации характерен для тонколистовых конструкций, см. рис. 1.1.

Для снижения уровня остаточных напряжений необходимо снижение уровня удельного тепловложения. В качестве базового технологического варианта для тонколистовой конструкции используют дуговую сварку неплавящимся электродом в аргоне [3]. Переход к способам сварки с пониженным удельным тепловложением, например, лазерная, трением с перемешиванием, требует затрат с большим сроком окупаемости в случае недостаточного объема выпуска продукции.

Одним из способов исправления искажения геометрии является термическая калибровка. Её применение обеспечивает частичное снижение сварочных напряжений и уменьшение прогибов до уровня предъявляемых требований. Однако трудоемкость термической калибровки составляет 15-20% от общего времени сварочных операций, что увеличивает стоимость изготовления тонколистовой конструкции.

На основании вышеизложенного, в данной работе рассмотрена проблема высоких остаточных деформаций при сварке тонколистовой конструкции, которые приводят к повышению трудоемкости изготовления из-за последующих технологических операций по их снижению.

1.2 Свариваемость среднеуглеродистых среднелегированных высокопрочных сталей

Тонколистовые конструкции из среднеуглеродистых среднелегированных высокопрочных сталей имеют повышенную прочность при меньшем весе конструкции в сравнении с углеродистыми низколегированными сталями.

Однако такие стали при сварке склонны к образованию холодных трещин, что связано с рядом причин [6]:

- высокий уровень остаточных напряжений после сварки;
- особенности состава и структуры основного металла;
- влияние термического цикла сварки;
- водородное охрупчивание стали.

Работа посвящена анализу и регулированию напряжённо – деформированного состояния конструкции, поэтому более подробно будут рассмотрены остаточные напряжения, возникающие при сварке соединений из среднеуглеродистых среднелегированных высокопрочных сталей.

1.2.1 Влияние состава и структуры основного металла

Среднеуглеродистые среднелегированные стали мартенситно-бейнитного класса содержат до 0,4% углерода и до 10% легирующих элементов (Ni, Cr, Mo, V, W и др.).

Склонность к образованию трещин зависит от структуры основного металла. Специфической особенностью структурообразования в зоне термического влияния, определенной различными максимальными температурами, является получение разнообразия микроструктур, что сопровождается соответствующим отличием в локальных свойствах стали. При температуре выше A_{c3} в стали формируются фазы с гранцентрированной кубической решеткой (γ -фаза). По мере охлаждения вследствие превращения аустенита образуется мартенсит и родственные структуры с объёмно-центрированной кубической решеткой (α -фаза).

Мартенситное превращение протекает при значительных отклонениях от положения термодинамического равновесия. Процесс сопровождается увеличением объема, что является одной из причин накопления напряжений в околошовной зоне [7].

Экзотермическое скачкообразное изменение удельного объема приводит к двум важным следствиям. Во-первых, в области решетки, которая первой испытала скачкообразное превращение, возбуждаются колебания ионов, поскольку теплоемкость кристаллов почти полностью определяется решеточной подсистемой, причем интенсивность колебаний должна заметно превышать уровень теплового фона. Во-вторых, вблизи границы области, испытавшей скачкообразный переход, возникают большие градиенты температуры и химического потенциала электронов, сопровождающиеся интенсивными потоками электронов, стремящимися сгладить возникшую неоднородность. Указанные особенности начального этапа превращения описывают специфику мартенситного превращения [7-10].

Вид термической обработки стали до сварки определяет стойкость зоны термического влияния против образования холодных трещин. Термическое воздействие меняет степень неоднородности твердых растворов, форму карбидных фаз, размер зерна и др. Указанные изменения определяют характер структурных превращений при сварке и оказывают влияние на температуру наименьшей устойчивости аустенита при охлаждении.

При наличии укрупненных карбидов Cr, Mo и V процесс гомогенизации аустенита не может быть полностью осуществлен в условиях сварочного цикла. Это ведет к уменьшению относительного количества мартенсита за счёт других структурных составляющих, уменьшению ширины зоны термического влияния и к снижению общего уровня остаточных напряжений [11-13].

Как указано в работе [14] на структуру металла влияет эпитаксиальный рост – рост кристалла на подложке и, как следствие, наследование кристаллографического ориентирования подложки. Данное явление наблюдается

вследствие того, что рост кристаллов в направлении теплового потока является энергетически выгодным.

На примере стали 30ХГСА С. В. Горбачев [15] описал положительное влияние низкотемпературной термомеханической обработки, приводящей к измельчению зерен и появлению новых поверхностей раздела в виде границ субзерен и фрагментов с повышенной способностью к вязкопластическому течению.

Результаты структурных исследований околошовной зоны, связанные с образованием холодных трещин, показали, что нельзя говорить о негативном влиянии закалочных структур [16, 17]. Приняв, что образование холодных трещин является локальным явлением, связанным с локальным уровнем напряжений, можно ожидать, что в процессе мартенситного превращения, в рамках мартенситного кристалла, возникнут неоднородные структурные напряжения, которые будут зависеть от размера зерен, субструктур мартенсита и бейнита.

Упорядочить разнообразие конечной структуры помогают термокинетические диаграммы, описывающие соотношение структур при непрерывном охлаждении стали и их количественные характеристики. В атласе [18] приведены термокинетические диаграммы для распространённых сталей, применяемых в промышленности. При анализе термокинетической диаграммы превращения аустенита необходимо оценивать изменения ряда параметров, определяющих кинетику превращения. Степень устойчивости переохлажденного аустенита в изотермических условиях принято оценивать по длительности инкубационного периода, а в условиях непрерывного охлаждения по длительности охлаждения от A_{c3} до температуры начала превращения. Наиболее характерными в этом отношении являются температуры начала мартенситного, ферритного, перлитного, бейнитного превращений и соответствующей им длительности охлаждения. Однако в условиях непрерывного охлаждения весьма важно знать не только длительность существования переохлажденного аустенита, но и некоторые характерные скорости охлаждения: ω_ϕ – соответствует началу появления избыточного феррита; ω_1 – началу появления мартенсита; ω_2 – образованию 100%

мартенсита (критическая скорость закалки). Скорости ω_1 и ω_2 принято называть критическими, так как они ограничивают область частичной закалки.

Температурный интервал структурных превращений, интенсивность распада фаз и количество превратившегося аустенита при температурах наименьшей его устойчивости определяют кинетику непрерывного охлаждения аустенитного превращения. Структурные диаграммы [18] позволяют прогнозировать конечную структуру металла при различных скоростях охлаждения. Выделяют две основные модели превращения: мартенситное и бейнитное.

Мартенситное превращение называют бездиффузионным. Оно развивается сравнительно быстро, а максимально возможный уровень его степени превращения является функцией температуры. Как правило, в процессе охлаждения аустенита степень его превращения в мартенсит растет, оставаясь близкой к этому максимальному уровню. Таким образом, степень мартенситного превращения является функцией температуры.

Бейнитное превращение ранее в литературе называли промежуточным, поскольку в его кинетике сочетаются особенности феррито-перлитного и мартенситного превращений. Превращение имеет диффузионный характер, развивается во времени и отображается на диаграмме серией *S*-образных кривых. В то же время максимальная степень превращения, как и при мартенситном превращении, является функцией температуры, а концы верхних ветвей *S*-образных кривых этого превращения образуют пучок горизонтальных прямых. Температурный интервал расположения этих прямых соответствует неполному бейнитному превращению (оно в этом интервале не достигает 100% даже при весьма продолжительной выдержке) [19].

В мартенсите можно выделить два основных типа субструктур – реечный дислокационный мартенсит и пластинчатый двойниковый мартенсит.

Двойниковый пластинчатый мартенсит является наиболее хрупкой структурной составляющей в околосшовной зоне, появление которого указывает на образование холодных трещин. Хрупкость двойникового мартенсита является результатом не только высокой твердости, которой он характеризуется, но и

влиянием процесса двойникования. Возбуждение двойникования в низкоуглеродистых сталях вызывает значительное охрупчивание без ощутимого повышения твердости. Этот эффект объясняет, почему критерий «максимальная твердость зоны термического влияния» не может всегда корректно отражать склонность металла к образованию холодных трещин [20].

Тенденция образования двойникового мартенсита в околошовной области непосредственно связана с увеличением скорости охлаждения и с понижением температуры начала мартенситного превращения, поэтому этот эффект проявляется больше при сварке, чем при термической обработке.

Реечный дислокационный мартенсит является достаточно пластичным, устойчивым против образования холодных трещин.

Основную роль для перехода от одного типа мартенсита к другому играет дополнительная деформация, которая возникает при образовании мартенситных кристаллов. При этом тип мартенсита зависит от соотношения в аустените критических тангенциальных напряжений, вызывающих скольжение и двойникование.

В то время как роль обоих типов мартенсита является в большей степени выясненной, все еще не хватает данных о действительном влиянии субструктуры бейнита. Нижний бейнит имеет повышенные пластические свойства и препятствует распространению трещин ввиду того, что карбидные частицы являются дисперсно-отделенными внутри в пластинах бейнитного феррита. При верхнем бейните карбиды отделены по границам бейнитного феррита и способствуют распространению трещин. Наиболее чувствительной к водородному охрупчиванию является бейнитная структура, в которой образуются широкие блоки параллельных ферритных пластинок, ориентированных в одном направлении.

Поэтому для повышения сопротивляемости хрупкому разрушению сварных соединений при сварке высокопрочных сталей стремятся получить в зоне термического влияния структуру, состоящую преимущественно из нижнего бейнита и мелкозернистого отпущенного мартенсита. При этом объемная доля

мартенсита не должна превышать 50%. При формировании в зоне термического влияния преобладающей структуры верхнего бейнита или мартенсита склонность металла к хрупкому разрушению резко возрастает. В ряде случаев предпочитают получать в околошовной зоне структуру нижнего бейнита (при содержании мартенсита не более 20%), при которой обеспечиваются высокая стойкость против образования холодных трещин и оптимальное сочетание прочностных и пластических свойств. Смесь мартенсита и нижнего бейнита оказывает более высокое сопротивление ударному разрушению, чем каждая из этих структурных составляющих отдельно [21].

С целью повышения сопротивляемости холодным трещинам применяются следующие мероприятия по регулированию структуры [20]:

- уменьшение количества низкотемпературных продуктов превращения аустенита;
- уменьшение тетрагональности мартенсита, перевод его из двойниковой формы в дислокационную;
- снижение плотности незакрепленных краевых дислокаций;
- увеличение степени структурной и внутризеренной микрохимической неоднородности мартенсита;
- повышение дисперсности мартенситной и бейнитной составляющих;
- уменьшение размера аустенитного зерна;
- снижение граничной микрохимической неоднородности, связанной с сегрегацией примесей на границах аустенитного зерна, и предотвращение появления дисперсных фаз (карбидных, карбонитридных, интерметаллидных);
- релаксация пиков локальных напряжений на стыках границ зерен.

Причиной повышения вероятности образования холодных трещин является скопление в зоне сплавления включений сульфидного происхождения. Образование скоплений сульфидных включений на участке переходного состава у границы сплавления, так же, как и на участке подсплавления, связано с частичным оплавлением зёрен основного металла при сварке. Часть легкоплавких сульфидных строчек основного металла растворяется в маточном растворе и выделяется затем

при кристаллизации вдоль границы сплавления. Механизм появления в зоне сплавления заметной химической неоднородности серы связан с периодичностью процесса кристаллизации металла шва, обусловленной накоплением примеси перед фронтом кристаллизации и концентрационным переохлаждением. В результате суммарная скорость кристаллизации возрастает в переохлажденной области, и происходит блокировка некоторой части примеси растущими кристаллами. Пленочные и строчечные сульфидные включения могут снизить пластичность и вязкость металла.

1.2.2 Влияние напряжений

Остаточные напряжения, возникающие при сварке соединений под воздействием сварочного термомеханического цикла, играют определяющую роль в развитии холодных трещин. Они включают в себя сварочные напряжения I рода, определяемые жесткостью конструкции или внешней нагрузкой, структурные напряжения II рода, а также локальные пиковые микронапряжения.

Локальные напряжения играют первостепенную роль в процессе зарождения холодных трещин. При этом уровень локальных пиковых микронапряжений в свежезакаленном мартенсите оказывает значительное влияние на стойкость металла против замедленного разрушения.

Приложение внешней нагрузки вызывает повышение концентрации напряжений в областях, где локальные микронапряжения совпадают по направлению с внешней нагрузкой. В таких местах напряжения создают микротечения даже при низких значениях внешней нагрузки. Внешние напряжения, при которых начинаются микротечения, равны разности между напряжениями микротечений в отсутствие пиковых напряжений и величиной пиковых микронапряжений. Следовательно, если остаточные локальные микронапряжения малы, то для протекания микродеформаций необходимы внешние напряжения большой величины.

В результате микропластической деформации (сдвигов) протекает релаксация локальных микронапряжений. При этом в зависимости от условий, характеризующих подвижность дислокаций, релаксация может происходить двумя путями. В случае достаточной подвижности дислокаций, обусловленной пониженным содержанием углерода или повышенной температурой металла при нагружении, реализуется путь, приводящий к более однородному распределению остаточных микронапряжений под нагрузкой. Таким же путем происходит релаксация микронапряжений при отдыхе закаленной стали, приводящая к уменьшению локальных пиковых напряжений, в результате чего повышается стойкость стали против замедленного разрушения [22, 23].

В условиях ограниченной подвижности дислокаций, обусловленной повышенным содержанием углерода или пониженной температурой при нагружении, релаксация происходит другим путем, приводящим к образованию более грубых дефектов (микротрещин), которые при последующем нагружении служат концентраторами напряжений и повышают опасность хрупкого разрушения [24].

Важным фактором, влияющим на величину локальных микронапряжений, является морфология образовавшегося мартенсита и наличие других структурных составляющих (бейнита, аустенита) [25]. Присутствие в структуре некоторого количества остаточного аустенита способствует повышению стойкости металла против образования холодных трещин. Вместе с тем дальнейшее превращение остаточного аустенита в результате деформаций, понижения температуры окружающей среды и влияния других факторов может привести к изменению уровня локальных микронапряжений. При высоком уровне локальных микронапряжений, возникающих в процессе превращения остаточного аустенита, окруженного мартенситом, уровень локальных микронапряжений может увеличиться. Это обстоятельство будет способствовать возникновению микронадрывов.

Задача снижения уровня напряжений I рода может быть решена с помощью конструктивных и технологических мероприятий [26]. Конструктивные

мероприятия сводятся к уменьшению жесткости узлов, рациональному расположению швов, выбору рациональной формы разделки и др. К наиболее эффективным технологическим мероприятиям, снижающим уровень напряжений I рода, относятся: рациональный выбор последовательности сварки, предварительный и сопутствующий подогрев, оптимальный термический цикл и др. [27-30].

Если закалочные структуры и водород – факторы, создающие дополнительные напряжения, то внешние нагрузки, вызванные жесткостью и геометрией соединения, определяют влияние факторов напряжений I рода. В качестве показателя такого фактора используется понятие жесткость сварных соединений. Условно жесткость можно разделить на внешнюю и внутреннюю. Внутренняя, обусловленная видом материала и геометрией элементов, отражает ограниченность процесса деформаций при сварке и охлаждении. Внешняя показывает ограничения, которые претерпевает соединение вследствие его связей с другими элементами, а также из-за воздействия внешних сил [31, 32].

Наличие концентраторов напряжений облегчает появление объемных растягивающих напряжений высокого уровня и интенсифицирует факторы, ответственные за образование локальных разрушений. В окрестности концентратора напряжений в процессе сварки в результате наклепа и деформационного старения пластические свойства металла могут быть исчерпаны, что зачастую приводит к хрупкому разрушению. Объемный характер растягивающих напряжений вблизи концентраторов вызывает приток диффузионного водорода к вершине концентратора напряжений и, таким образом, облегчает образование микротрещин.

1.2.3 Влияние термического цикла сварки

Металл шва и зоны термического влияния высокопрочных сталей претерпевают фазовые и структурные превращения под действием термического цикла сварки. Структуры, сформированные в зоне термического влияния,

характеризуются достижением зоны пиковых температур нагрева в процессе сварки и длительностью пребывания при указанных температурах. Характер этих превращений обуславливает стойкость сварных соединений против образования холодных трещин [33-35].

При сварке высокопрочных сталей необходимо стремиться к применению таких термических циклов, которые обеспечивают получение структур в зоне термического влияния, снижающих склонность этой зоны к образованию холодных трещин.

В исследованиях [36-38] рассмотрена связь между температурой окончания превращения аустенита и стойкостью околошовной зоны против образования трещины. У сталей, имеющих температуру завершения распада аустенита ниже 300 °С, резко снижается сопротивляемость к образованию холодных трещин. Смещение окончания превращения аустенита в область более высоких температур повышает стойкость зоны термического влияния против образования холодных трещин [20]. Замедленное охлаждение сварного соединения ниже точки A_{c3} способствует смещению превращения в область высоких температур и самоотпуску мартенсита, так как продукты мартенситного превращения длительное время пребывают при температурах 150-300 °С, при которых протекают процессы отпуска [39, 40]. Поэтому изменяя скорость охлаждения металла, можно сместить превращение переохлажденного аустенита из мартенсита в перлитно-бейнитную область, что повысит стойкость сварного соединения против образования холодных трещин.

Однако снижение скорости охлаждения сверх определенных величин может привести к перегреву околошовной зоны, т. е. к росту зерна аустенита, что снизит стойкость зоны термического влияния к образованию холодных трещин [41, 42].

Если стойкость сварных соединений против образования холодных трещин низкая, и избежать их появления перебором соответствующих режимов сварки не удастся, тогда прибегают к регулированию термического цикла путем предварительного, сопутствующего и последующего подогревов свариваемых деталей. Высокую стойкость против образования трещин получают с помощью

предварительного подогрева до температуры 200-300 °С и режима сварки с низкой погонной энергией [9].

Краевые условия при сварке оказывают влияние на механические свойства сварного соединения. Тепловые процессы в концевой части сварного соединения значительно отличаются от стационарной картины, наблюдаемой в середине образца. Процессы отражения тепла от торцевой кромки свариваемых пластин способствуют перегреву зоны соединения в конце образца. Авторы работы [43] исследовали влияние перегрева при однодуговой сварке и выявили, что повышение максимальных температур нагрева к концу образца составило 20–35%. При этом прослеживается тенденция к снижению до 40% ударной вязкости при движении от середины к краю.

1.2.4 Влияние водорода

Многие исследователи связывают образование холодных трещин с проявлением водородного охрупчивания стали. Водородное охрупчивание и, связанное с ним, замедленное разрушение – сложный многофакторный процесс, природа и механизмы которого недостаточно изучены, и не имеют достоверного математического описания. В настоящее время гипотезы водородного охрупчивания можно разделить на пять групп [20].

К первой группе относятся гипотезы предполагающие, что водород, попадая в металл шва при сварке, диффундирует в зону термического влияния и накапливается в местах физической несплошности этой зоны, где переходит в молекулярное состояние. При этом создается давление, под действием которого и происходит разрушение металла. Однако, имеются случаи, которые невозможно объяснить с помощью этой гипотезы. Например, водородное охрупчивание наблюдается, когда нет условий, способствующих повышению давления водорода, либо концентрация газа слишком мала для увеличения давления до критического уровня [44].

Вторая группа гипотез основана на предположении о падении когезионной прочности. Предполагается, что декогезия происходит лишь в растянутых объемах кристаллической решетки, где содержание водорода может в несколько раз превышать его среднюю концентрацию. Теория, дополненная представлениями о направленной объемной диффузии водорода в области трехосных напряжений, создаваемых макротрещинами или другими концентраторами напряжений, часто используется для объяснения процесса водородного охрупчивания, включая образование холодных трещин в сварных соединениях.

В основе гипотез, составляющих третью группу, лежит предположение о снижении поверхностной энергии внутри трещины при адсорбции водорода, что должно приводить к резкому уменьшению разрушающего напряжения. Однако такие представления не получили развития в связи с недостатком, предполагающим наличие готовых трещин в исходном материале, не объясняя их происхождение [44].

Четвертая группа включает гипотезы, в которых рассматривается взаимодействие водорода с дислокациями [45-47]. При этом предполагается, что главным эффектом, определяющим свойства металла в присутствии растворенного водорода, является транспортирование атомов водорода движущимися дислокациями в процессе пластической деформации. В результате на границах зерен, на межфазных границах и других препятствиях, где происходит накопление дислокаций, уровень концентрации водорода становится достаточным для резкого ускорения разрушения, связанного с теми или иными механизмами. Дислокационная гипотеза детально описывает только подготовительный этап процесса водородного охрупчивания, не объясняя при этом механизм снижения разрушающего напряжения.

К пятой группе относятся дислокационно-декогезионные гипотезы, основанные на представлении о том, что в интервале температур, в котором наблюдается водородное охрупчивание, большая часть водорода в металлах сосредоточена у дислокаций. Предполагается, что возникает локально декогезионный эффект, который проявляется в уменьшении межплоскостного

сцепления. Наличие заторможенного скопления дислокаций должно приводить к увеличению силы взаимного притяжения одноименных дислокаций, обусловленного взаимодействием их ядер. В итоге равновесие скопления дислокаций будет нарушено, и произойдет пластическая деформация.

1.3 Особенности напряженно-деформированного состояния сварных тонколистовых конструкций

Сварка тонколистовой конструкции с толщиной деталей до 5 мм обладает своей спецификой и требует выполнения мер для предупреждения дефектов, вызванных тепловым нагружением конструкции - сваркой с недопустимыми локальными потерями устойчивости формы [48].

Нестационарный нагрев металла при сварке вызывает появление в тонколистовых конструкциях остаточных деформаций и напряжений. Подобно температурному полю при нагреве конструкции во время сварки, в ней возникает поле деформаций и напряжений, изменяющееся по мере распространения теплоты и выравнивания температуры [49, 50].

В тонколистовых конструкциях чаще наблюдаются местные деформации, которые характеризуют искажение формы отдельных её элементов вследствие потери устойчивости. В большинстве случаев деформации из плоскости обуславливаются одновременно и угловыми деформациями, и потерей устойчивости листов. Однако для простоты расчетов их рассматривают независимо. Данная особенность связана с тем, что пластины имеют низкую жесткость, поэтому при сварке наблюдается потеря устойчивости в зоне термического влияния. Если выполнять стыковое соединение пластин без предварительной прихватки или установки выводных планок, то во время сварки произойдет раскрытие зазора вместе с изгибом пластин. А поскольку за сварочной ванной наплавленный металл закристаллизовался, то вследствие усадки «кромки» стягиваются и увеличивают раскрываемый зазор, как показано на рисунке 1.2 [48].

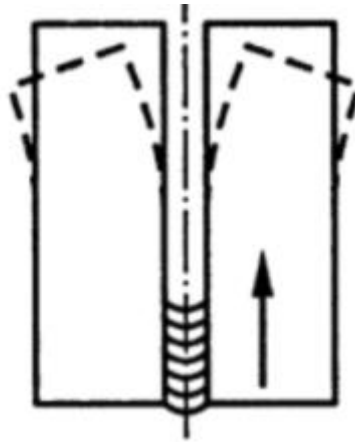


Рисунок 1.2 – Раскрытие зазора при сварке [48]

Нужно учитывать, что местные деформации оказывают влияние на общие, но это влияние рассматривают второстепенным эффектом и пренебрегают [51, 52]. В зависимости от требований к точности конструкции рассчитываются общие или местные деформации. Работоспособность тонколистовых конструкций с повышенными требованиями по точности изготовления (менее 13 качества) характеризуется местными деформациями, влияющими на сопротивление обтекания жидких и газообразных сред и т. д.

Остаточные деформации, возникающие вследствие перераспределения внутренних остаточных напряжений после сварки и снятия внешних нагрузок, являются вторичными. Этот переход может протекать при первом нагружении сварной конструкции, при механической, термической обработке изделий [53].

Однако, равномерная одноосная деформация в направлении, перпендикулярном оси шва при различных схемах кристаллизации распределяется только по жидким прослойкам, а не в кристаллитах. Основная часть деформации всегда сосредоточена на оси шва, что может стать причиной образования продольных трещин по центру шва [54].

Напряженно-деформированное состояние после сварки может снизить прочность, исказить форму и размеры конструкции, тем самым ухудшая внешний вид конечной продукции, и снизить технологическую прочность сварных соединений, приведя к его разрушению. В некоторых сценариях снижается

статическая прочность, или наблюдается потеря устойчивости локальных участков, что оказывает отрицательное влияние на работоспособность сварной конструкции, например, на усталость при циклическом нагружении [55–60]. В некоторых случаях остаточные сварочные напряжения и деформации практически не влияют на свойства и работоспособность сварных конструкций. При этом наблюдается их выраженное отрицательное действие. Например, в летательных аппаратах, судах, энергетических установках деформации, искажающие форму поверхности, увеличивают сопротивление потоку при обтекании потоками газа или жидкости. Значительные геометрические искажения нарушают требования технической эстетики, ухудшают товарный вид конструкции. Это необходимо учитывать в процессе конструирования, изготовления и эксплуатации сварных конструкций.

Форму конечной сварной конструкции можно спрогнозировать существующими методиками численного моделирования напряженно-деформированного состояния. При этом на базе сравнения нескольких вариантов изготовления конкретной конструкции можно выбрать рациональную последовательность сборки и сварки, обеспечивающую минимальные геометрические искажения готовой продукции. Особенно важна последовательность при сварке тонколистовых конструкций, например рациональная последовательность позволила снизить деформации в 1,7 раз [61, 62]. Если же выбранная последовательность сборки и сварки конструкции не обеспечивает требуемую точность, следует предусмотреть дополнительные меры по снижению остаточных сварочных деформаций. Например, заложить в технологический цикл производства правку после сварки до обеспечения требования, предъявляемого к детали.

Последующая правка может потребовать дополнительную технологическую проработку. Так, например, при термической правке тонколистовых сварных конструкций необходимо предварительно определить участки пятен нагрева, их размеры, оптимальное время нагрева, температуру нагрева. При неправильном

выборе указанных параметров возможны нежелательные изменения структуры основного металла, риск локальных деформации при нагреве и т.д. [63, 64].

В основе методов уменьшения деформаций и напряжений лежат следующие принципы, учитывающие физическую сущность термомодеформационных процессов, происходящих при сварке [65-67]:

- снижение величины и зоны распространения пластических деформаций укорочения путем уменьшения погонной энергии сварки, применение начальных растягивающих усилий в области сварных соединений;
- определение рациональной последовательности сборки и сварки конструкции, рациональное расположение и выполнение сварных швов;
- компенсация ожидаемых геометрических искажений сварной конструкции путем создания предварительных перемещений, обратных по знаку сварочным;
- применение высококонцентрированных источников тепла, методов сварки с нестационарным энергетическим воздействием источника тепла;
- создание пластических деформаций удлинения, компенсирующих пластические деформации укорочения, при охлаждении шва или после сварки путем термообработки, растяжения, прокатки, вибрации.

Задача о расчете тонкостенных оболочек вращения наиболее просто решается в том случае, когда возможно принять, что напряжения, возникающие в оболочке, постоянны по толщине и, следовательно, изгиб оболочки отсутствует.

Теория оболочек, построенная в этом предположении, называется безмоментной теорией оболочек.

Если оболочка имеет резкий переход и жесткие защемления и, кроме того, нагружена сосредоточенной силой и моментами, то в местах крепежа оболочки, резких изменений формы, и в местах действия сосредоточенных сил и моментов возникают интенсивные напряжения, обусловленные изгибным эффектом. Учет изгибных эффектов можно получить в рамках моментной теории оболочек.

При расчете на прочность тонких оболочек в зависимости от характера распределения внешних нагрузок, опорных закреплений, применяется или безмоментная или моментная теория. При этом предполагается равномерное

распределение напряжений по продольным и поперечным сечениям оболочек (отсутствие в этих сечениях изгибающих, крутящих моментов и поперечных сил).

В моментной и безмоментной теории тонких оболочек или, так называемой технической теории оболочек, состоящей в резком различии их толщины и габаритных размеров, влечет за собой возможность упрощения теории путем некоторой схематизации действительной работы конструкций. Эта схематизация формируется в используемых гипотезах, аналогичных гипотезам в теории стержней, т.е. гипотезам плоских сечений и гипотезам “ненадавливания” слоев оболочки друг на друга [68, 69].

При расчете таких элементов конструкций используется безмоментная теория оболочек, основные положения которой заключаются в следующем [68, 69]:

- нагрузки, действующие на поверхности оболочки, могут считаться перпендикулярными им и симметричными относительно оси;
- вследствие малой толщины оболочки сопротивление изгибу отсутствует (изгибающий момент не возникает);
- напряжения по толщине стенки оболочки распределены равномерно;
- к тонколистовым обечайкам относятся конструкции толщиной 1-5 мм [70, 71].

1.4 Сварочные приспособления

При выполнении сварки встык тонких листов (толщиной до 5 мм) нагрев свариваемых кромок приводит к появлению в них напряжений сжатия, достигающих предела текучести. Если при сварке относительно толстых листов жесткость листов приводила к развитию пластических деформаций сжатия, то при сварке тонких листов напряжения сжатия приводят к выпучиванию свариваемых кромок из плоскости свариваемых листов.

Для предотвращения выпучивания в процессе сварки приходится прижимать кромки свариваемых листов к плите, и таким образом, исключая выпучины, создавать в районе шва пластические деформации сжатия, которые по мере

понижения температуры кромок должны привести к укорочению волокон, расположенных вблизи шва, и получивших пластические деформации сжатия. Однако укорочение зоны шва приводит к возникновению напряжений сжатия в некотором расстоянии от шва и к появлению там выпучин, как показано на рисунке 1.3 [5].

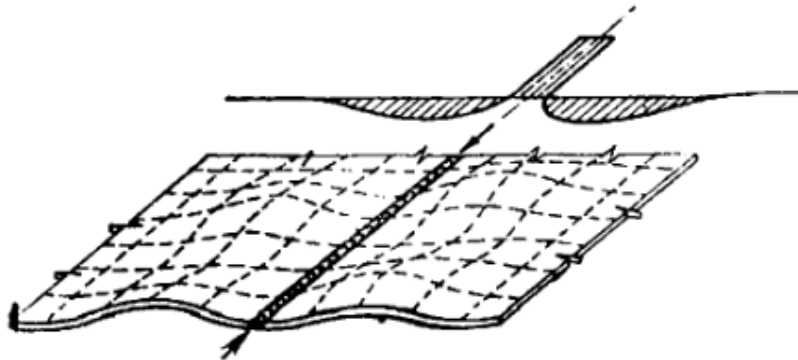


Рисунок 1.3 – Характер деформаций тонких листов [5]

Для предотвращения потери устойчивости следует снижать напряжения сжатия, для чего необходимо уменьшать укорочение зоны шва или растягивать эту зону до её первоначальной длины.

Практически удлинение зоны шва достигается правкой, например на вальцах с применением прокладки по шву, с тем чтобы раздавить шов больше, чем основной металл. При этом, удлиняя шов, его доводят до первоначальной длины, и тем самым исключают выпучины. Однако, если чрезмерно растянуть шов, так что его длина будет больше первоначальной, то в зоне, близкой ко шву, не только исчезнут сжимающие напряжения, но и возникнут напряжения растяжения. Под действием этих напряжений шов окажется сжатым и выпучится. Таким образом, исключение выпучин в зоне на некотором расстоянии от шва может привести к появлению их непосредственно в зоне шва, если чрезмерно растянуть шов.

Поэтому для предотвращения появления выпучин при нагреве прибегают к закреплению, расположенному ближе к свариваемым крокам.

При остывании свариваемые листы будут укорачиваться вдоль и поперек шва. Поперечные деформации шва при большой ширине листов не вызовут

значительных напряжений, а потому и не окажут влияния на поперечные деформации листов. Продольные деформаций вдоль шва будут выше, а потому влияние закрепления торцов, перпендикулярных оси шва, имеет наибольшее значение. При этом, необходимо учитывать то, что часть усилий, возникающих при закреплении, переходит в упругие деформации, которые проявят себя после снятия закреплений.

Таким образом, выпучины при тонких листах по своему образованию резко отличаются от выпучин, возникающих вследствие угловых деформаций швов.

Эффективной мерой обеспечения требований конструкторской документации, а именно точности геометрии сборки после сварки, является применение сборочно-сварочного приспособления. Сварочное приспособление позволяет изготавливать узкий перечень номенклатур сборок, учитывающий их конструктивные особенности. При проектировании приспособлений руководствуются выработанными методами, рекомендациями и правилами их конструирования.

Выделяют следующие основные рекомендации при проектировании сборочно-сварочного приспособления [72]:

1) Погрешности базирования номинально должны быть равны нулю, для обеспечения позиционирования узла согласно требованию конструкторской документации. На практике может быть некоторый зазор между деталью и упором приспособления. Причины этого явления могут быть различными – загрязнение и забоины на кромках деталей и на упорах, упругие деформации как собранной на прихватках конструкции, так и самого приспособления. Эти деформации, незаметные в момент сборки, могут проявиться в том, что при освобождении от прижимов кромки деталей могут отойти от баз приспособления.

2) Собственная точность приспособления должна принимать трехкратное ужесточение допуска на базовые размеры приспособления по сравнению с требованиями к точности сварной конструкции, собираемой по этим базовым размерам.

Для исключения деформаций тонколистовых обечаек, показанных на рисунке 1.1, технология сборки и односторонней сварки продольных швов тонкостенных сосудов предусматривает применение стенов с клавишными прижимами, которые обеспечивают равномерное и плотное прижатие кромок к подкладке, как показано на рисунке 1.4. Стенд осуществляет ориентирование стыка, прижатие его к подкладке симметрично относительно формирующей канавки в подкладке. Кроме того, применение стенда оказывает влияние на распределение температурных полей при сварке тонколистовых конструкций посредством теплоотвода в стенд и поддува корня сварного соединения, которое необходимо учитывать при подборе режимов сварки.

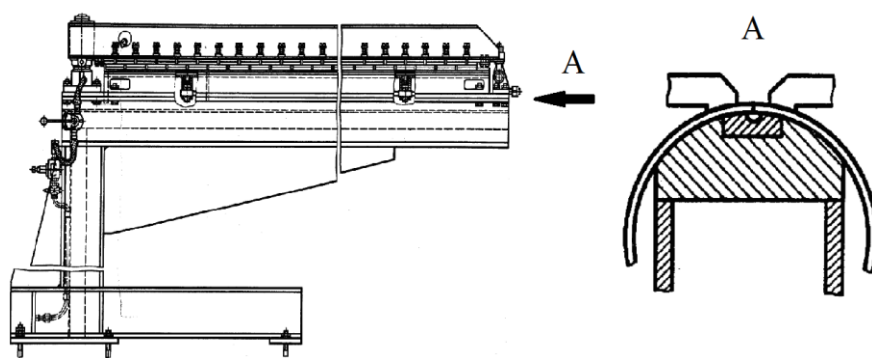


Рисунок 1.4 – Стенд для сварки продольных швов [72]

Для определения усилия в сборочно-сварочном устройстве необходимо для удержания листовых оболочек от деформирования в процессе сварки и последующего остывания, Севбо П.И. предложен следующий подход.

Общий принцип определения сил, необходимых для удержания изделия от деформирования в процессе сварки и последующем остывании, в том числе и силы, возникающие при остывании и усадке сварных швов, сводится к следующему. Теоретическим расчетом (по методам теории сварочных деформаций) или экспериментально (на опытных и головных образцах изделия) определяется форма и размеры остаточных сварочных деформаций изделия. После этого расчетным путем определяются усилия и моменты, которые необходимо приложить к

изделию, чтобы предупредить образование этих деформаций в кондукторе, т. е. свести их к нулю на время сварки [70].

Что касается усилий, которые могут возникнуть на зажимах при образовании «хлопунов», т. е. выпучин, являющихся результатом потери устойчивости (под действием сжимающих сварочных напряжений в плоскости листов). Однако это положение относится только к сборке и сварке первых швов, когда «хлопуны» еще не могли образоваться под прижимами, так как полотнище было зажато еще в плоском состоянии до сварки. Если же после сварки первых швов полотнище освободить от зажатия, то эти выпучины немедленно возникнут и, следовательно, при повторном зажатии листов (например, для сварки швов с обратной стороны) их необходимо будет принудительно распрямлять, прикладывая значительные усилия на зажимах сварочного стенда.

Круглую выпучину листов, приведенной на рисунке 1.5 [70], можно рассматривать как изогнутую пластину с жестко закрепленным контуром.

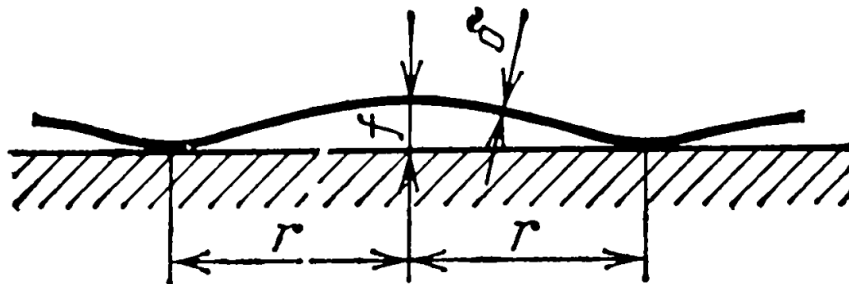


Рисунок 1.5 – Деформации листового полотнища в виде круглой выпучины [70]

Усилие в реальных зажимных устройствах неравномерно распределяется по всей площади выпучины, а прилагается по двум параллельным линиям (например, клавишным), расположенным близко к её диаметру вдоль свариваемых кромок. Тем самым в дальнейших расчётах закладывается известный запас прочности, так как действие сконцентрированной на диаметре нагрузки более деформативно, чем действие той же нагрузки, равномерно распределенной по всей площади выпучины.

Реализация этого подхода привела к уравнению для определения давления на единицу длины каждой кромки [70]

$$P = 4,5fE \left(\frac{\delta}{r} \right)^3, \quad (1.1)$$

где δ - толщина свариваемых листов;

E – модуль упругости;

f – величина прогиба;

r – радиус круглой выпучины.

Так как приведенная выше расчётная формула действительна в пределах упругости, то необходимо проверить, не выходят ли напряжения в металле за предел упругости (или близкий к нему предел текучести) при изгибе пластины под действием равномерно распределенной нагрузки.

Приведенный выше расчёт не учитывает влияние угловых сварочных деформаций на усилия в зажимном устройстве. Между тем, это влияние может оказаться весьма значительным, зачастую превышающим влияние выпучин и волнистости листов, поэтому пренебрегать им нельзя.

Угловые деформация при толщинах менее 5 мм определяются на основании зависимости реактивного усилия P от величины угловой сварочной деформации f , как представлено на рисунке 1.6 [70, 71].

Для того чтобы листы на линии прижимов не отделялись от стенда при угловой деформации, на прижимах необходимо приложить усилие [70, 71]

$$P = \frac{b^3 \operatorname{tg} \beta E}{4l^2}, \quad (1.2)$$

где b - толщина свариваемых листов, см;

β – угол поворота пластины относительно оси шва, град;

E – модуль упругости, кг/см²;

l – расстояние от оси стыка до прижима, см.

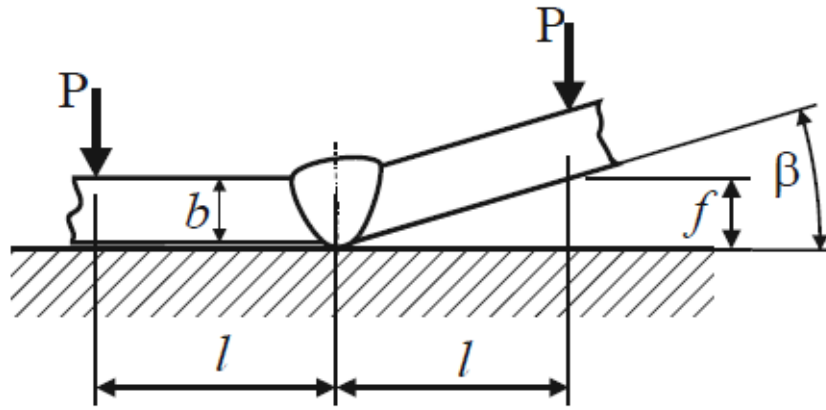


Рисунок 1.6 – Деформации листов толщиной до 5 мм [71]

При определении усилия прижатия приспособления необходимо заложить запас, учитывающий непостоянство установки, отклонения формы и размеров заготовок, износ опорных и зажимных элементов приспособления. Закладываемый запас для ручных прижимов рекомендован 2, для механизированных — 1,5 [73, 74].

Во избежание появления высоких напряжений растяжения и опасности образования трещин при остывании шва сила прижатия P должна быть такой, чтобы создаваемая сила трения допускала перемещение пластин в своей плоскости во время остывания шва и была меньше внутреннего поперечного усилия [75].

Угловую сварочную деформацию можно определить по номограмме, представленной на рисунке 1.7 [71].

Угловая деформация зависит от скорости сварки $V_{св}$ и расчётной эффективной мощности q_p , которая определяется по формуле [71]

$$q_p = \frac{q}{V_{св} \cdot S_p^2}, \quad (1.3)$$

где S_p – расчётная толщина металла, м;

q – эффективная тепловая мощность, Дж;

$V_{св}$ – скорость сварки, м/с.

Однако, существующие подходы выбора усилия закрепления не всегда позволяют достичь такого уровня деформаций, внутренних напряжений и

механических свойств сварного соединения, при которых выполняются требования, предъявляемые к детали. В таком случае технология изготовления тонколистовых конструкций предусматривает последующую релаксацию остаточных сварочных напряжений и деформаций различными способами (термической обработки, калибровки и др.).

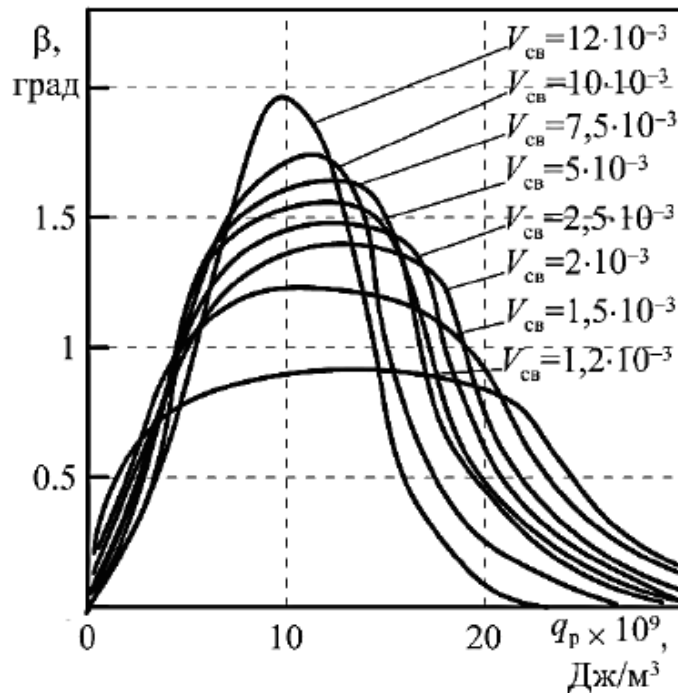


Рисунок 1.7 – Номограмма для определения угловой деформации при сварке встык [71]

Если по расчету для удержания кромок требуются чрезмерные усилия прижатия, мощность прижимных устройств можно уменьшить, предусмотрев прихватку по концам стыка технологических выводных планок, связывающих обе кромки, либо постановку соединительных скоб, «гребенок». Однако, стоит учитывать тот факт, что прихватки, используемые для временного закрепления деталей, часто снижают качество сварных швов.

Расстояние между участками закрепления нелинейно влияют на угловые деформации. Например, в работе [76] приведено влияние частичного закрепления балки на остаточные угловые деформации от длины незакрепленной части, как

показано на рисунке 1.8. После сварки освобождение изогнутого образца от закрепления привело к частичной релаксации сварочных напряжений в швах и околошовной зоне и, следовательно, к дополнительному изгибу, в результате чего угловая деформация оказалась больше, чем угловая деформация образца, сваренного в свободном состоянии.

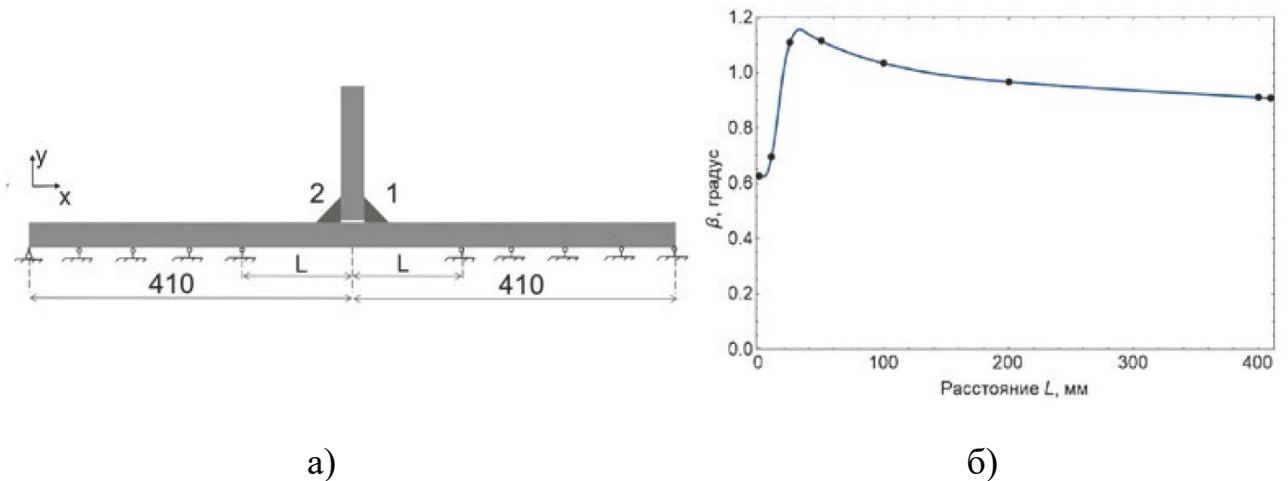


Рисунок 1.8 – Схема закрепления (а) и влияние расстояния между закреплениями (б) при сварке на остаточные угловые деформации после освобождения таврового соединения [76]

В статьях [77, 78] приведена методика определения прижимного усилия, учитываемого при проектировании сборочно-сварочных приспособлений посредством численного моделирования. Основной упор сделан на влияние теплоотдачи в приспособление, принимая во внимание термическое сопротивление контактируемых поверхностей. Расчёт напряженно-деформированного состояния конструкции предложенной методикой без упрощений сопровождается усложнением конечно-элементной модели с завышенными требованиями к мощности вычислительной техники и времени расчётов, неприемлемых в рамках подготовки производства. Отсутствие в методике конкретных рекомендаций по определению участков закрепления и усилиям прижима, не сужает область неопределенности при разработке расчетной сетки. Описанные недостатки не позволяют применять методику на производстве ввиду сжатых сроков от начала

подготовки производства до изготовления первой сборки. А выдвинутые положения и результаты расчетов не подкреплены экспериментальными исследованиями.

Зачастую не всегда определяют точную величину действительных усилий, воспринимаемых приспособлением. Проектирование оснастки в ряде случаев производится по аналогии, что часто приводит к неудовлетворительной конструкции и быстрому выходу оснащения из строя. Поэтому при разработке схемы приспособления необходимо тщательно определять действительные усилия в силовых звеньях, прибегая при необходимости к экспериментальному определению.

1.5 Моделирование напряженно-деформированного состояния в сварных конструкциях

Производственные задачи требуют прогнозирования остаточных напряжений и деформаций конструкций сложной геометрии с высокими требованиями к точности формы и свариваемости различных материалов. Аналитические методы позволяют получить решение при линейной постановке задачи с простой геометрической формой, что не удовлетворяет потребности предприятий [79-85].

В мировой сварочной практике широкое распространение получили метод конечных элементов и метод конечных разностей. Сущность подходов к решению нестационарных задач этих методов общий: период нагрева и охлаждения разбивается на отдельные этапы и в отдельных дискретных зонах изделия последовательно рассчитывается температура, напряжения, деформации и другие параметры за такт.

Метод конечных разностей является одним из универсальных и широко используемых методов решения краевых задач. Его популярность во многом объясняется относительной простотой подхода к дискретизации дифференциальных уравнений. Суть метода заключается в следующем:

- область непрерывного изменения параметра заменяют конечным множеством узлов, именуемых сеткой;
- вместо функции, определенного аргумента рассматривают функции, вычисляемые только в узлах сетки;
- производные, входящие в дифференциальное уравнение и краевые условия, заменяют их разностными аналогами – линейными комбинациями значений сточных функций в некоторых узлах сетки. В результате краевую задачу заменяют разностной схемой, представляющей систему конечного числа линейных и нелинейных алгебраических уравнений;
- решение разностной схемы принимают за приближенное решение краевой задачи.

Авторами работы [86] разработана модель, позволяющая оценивать распределение температуры в квазистационарном состоянии и в области изменения тепловой картины вследствие влияния границ свариваемого тела при однодуговой и двухдуговой сварке. Погрешность расчета температур при однодуговой сварке составила 8%, а при двухдуговой сварке — 10%. Погрешность оценки геометрических размеров ванны составила: по длине ванны — 8%, по ширине ванны 10%, по глубине ванны — 7%. Однако, модель не учитывает структурные превращения, что приведёт к увеличению погрешности расчётов температурных полей в сталях, в которых они протекают.

Из вышеизложенного следует, что основное достоинство метода конечных разностей – простота. Однако, следует иметь в виду, что для одной краевой задачи можно построить большое количество различных разностных схем, среди которых далеко не все пригодны для использования на практике. Основными недостатками метода являются:

- неудовлетворительная аппроксимация криволинейной области прямоугольной сеткой;
- отсутствует возможность моделирование металлургических процессов, протекаемых при сварке;

- необходимость равномерного шага сетки, в противном случае усложняется расчётная схема.

Метод конечных элементов в отличие от метода конечных разностей лишен основных его недостатков, однако сложнее, и требует мощную вычислительную технику. Метод конечных элементов представляет собой разновидность проекционных методов, основанных на специальном выборе базисных функций. Суть метода конечных элементов заключается в том, что физические величины изменения температуры, деформации, напряжения можно представить в виде кусочно-непрерывных функций, определенными на конечном числе подобластей, называемых элементами.

В зависимости от решаемой задачи применяют различные элементы. Стержневые конечные элементы – для моделирования одноосного напряженного состояния при растяжении-сжатии, кручении и изгибе. Плоские (двумерные) в виде треугольной или четырехугольной пластины – для плоского напряженного и плоского деформированного состояния. Объемные элементы служат для анализа объемного напряженного состояния.

Отметим характерные черты метода конечных элементов, выделяющие его среди других методов [87, 88]:

- Свойства материалов смежных элементов могут быть различными, что позволяет применять метод к телам составленным из нескольких материалов;
- Универсальность метода позволяет задать граничные условия с разрывной поверхностной нагрузкой или смешанными граничными условиями;
- Теплофизические и механические свойства материала задаются зависимостью от температуры и структуры материала;
- Возможность решения контактных тепловых задач любой сложности;
- Моделирование объекта любой, даже сложной, геометрии;
- Регулирование точности расчёта и требований к компьютерной технике выполняется варьированием параметров конечно-элементной модели.

Метод конечных элементов позволяет учитывать начальную структуру и структурные превращения при сварке. Структура металла влияет не только на

механические характеристики сварного шва и зоны термического влияния, но и на теплофизические характеристики материала. Учет изменений теплофизических свойств в зависимости от температуры и от структурных превращений позволит построить адекватное распределение температурных полей при сварке [14, 89], что в свою очередь снизит погрешность при расчете напряженно-деформированного состояния сборки.

Немаловажную роль в прочностных характеристиках сварного соединения играют размеры зёрен, их ориентация, искажение геометрии сварочной ванны и т. д. В работах [90-93] описываются моделирование микроструктуры сварного соединения и геометрия сварочной ванны. На формирование сварочной ванны влияют фронт кристаллизации, размеры и масса головной и хвостовой части сварочной ванны и т. д., описанные в работах [94-97]. Дополнительным условием образования сварного соединения при сварке металлов плавлением является превышение составляющей кинетической энергии сливающихся слоев металла, направленной к оси сварного шва, над работой по преодолению сил вязкого трения, действующих при движении жидкого металла в этом направлении. Величина этой кинетической энергии слоев жидкого металла зависит от массы сливающихся слоев, квадрата составляющей скорости металла, направленной к оси шва, свойств металла и дуги. Величина работы по преодолению сил вязкого трения зависит от средней скорости сливающихся слоев металла, направленной к оси шва, толщины слоев, площади задней стенки кратера ванны, расстояния по перемещению центра тяжести сливающихся слоев к оси шва, свойств металла и дуги [98-100].

Для моделирования параметров, приведенных выше, необходимо задать начальную микроструктуру основного металла, параметры сварочной ванны с распределением кинетической энергии, внешние воздействия при сварке. Применение приведённых авторами методов усложняет методику расчётов, требуя от исследователя больше начальных условий. В данной работе принято допущение, что указанные параметры не учитываются при дальнейших расчётах.

В ПО для расчета сварочных напряжений и деформаций реализовано поэтапное решение тепловой, включая металлургическую, и механической задач.

Распределение температуры, структурные превращения, полученные при решении тепловой задачи, являются начальными условиями для механической задачи. Согласно расчётным данным, высчитывается нагрузка, вызванная тепловым расширением материала, с учётом механических свойств, зависящих от температуры. Часть ПО ориентирована на технологов, не имеющих специального образования. Она позволяет решать упрощённые прикладные задачи для рассматриваемых видов сварки. По параметрам режима сварки, расходу сварочных материалов прогнозируется геометрия сварного соединения, их механические свойства и т. д. Другая часть ПО применяется квалифицированными специалистами, проектирующими конечно-элементную сетку для решения комплекса задач: тепловую, металлургическую и механическую.

Точность и время расчёта при решении тепловой задачи во многом зависит от схемы источника нагрева. Рассмотрим основные виды, используемые для моделирования сварочных процессов.

Сварочная ванна имеет сложную геометрическую форму. В ПО в основном реализована модель двойного эллипсоида Голдака [101-107], представляющая два полуэллипсоида, как показано на рисунке 1.9.

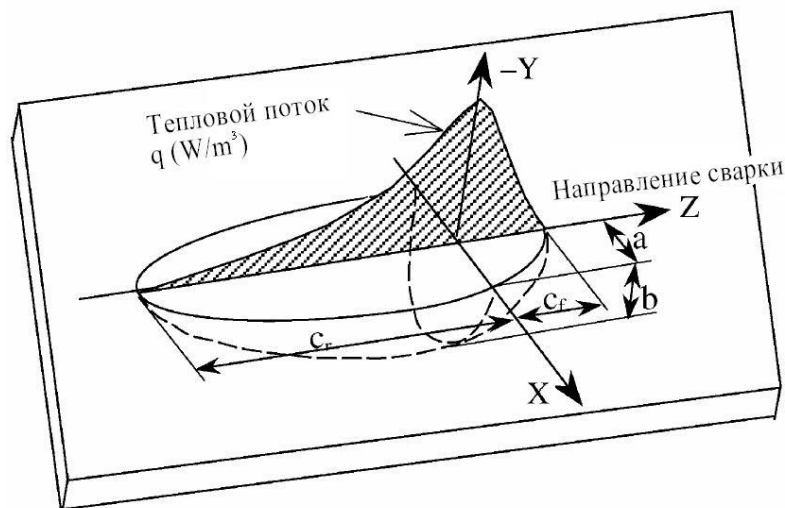


Рисунок 1.9 – Распределение теплового потока в модели двойного эллипсоида Голдака [104]

Применение подобного источника нагрева целесообразно для описания геометрии сварного соединения дуговой сварки с неполным проплавлением. Тепловой поток для точки внутри первого полуэллипсоида, расположенной во фронтальной части сварочной ванны, описывается следующим уравнением [101-107]

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}(f_f Q)}{a^1 b^1 c^1 \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c_f^2}\right), x \geq 0 \quad (1.4)$$

где f_f – часть теплового потока во фронтальной части эллипсоида;

a, b, c_f – соответствующие радиусы нормального распределения;

x, y, z – полуоси эллипсоида в направлении координатных осей OX, OY, OZ.

Для точки внутри второго полуэллипсоида в хвостовой части сварочной ванны тепловой поток описывается уравнением [101-107]

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}(f_z Q)}{a^1 b^1 c^1 \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c_r^2}\right), x < 0 \quad (1.5)$$

где f_z – часть теплового потока в хвостовой части эллипсоида;

c_r – соответствующие радиусы нормального распределения.

Погрешность расчетов при применении данной модели не превышает 10% [101-107].

Ввиду сложности модели двойного эллипсоида Голдака исследователями предложена новая модель источника тепла – оптимизированный сегментный источник тепла, описанный уравнением [108]

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right), \quad (1.6)$$

Предложенная модель имеет расхождение с моделью двойного эллипсоида Голдака не более 10%. К тому же предложенная модель источника тепла позволяет

быстрее решать тепловую задачу за счёт снижения размера матрицы. Время расчёта одной и той же тепловой задачи с помощью источника тепла двойного эллипсоида Голдака составила 21 час, а у оптимизированного сегментного источника тепла – 8 часов [108]. Сегментный источник тепла приведен на рисунке 1.10 [108].

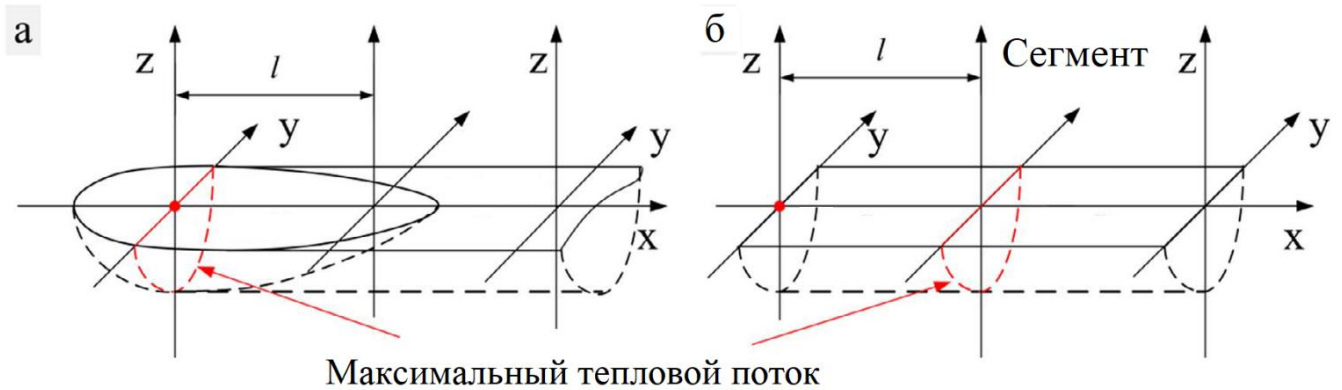


Рисунок 1.10 – Распределение теплового потока: а) двойной эллипсоид Голдака; б) сегментный источник тепла [108]

В исследовании [109] при сварке таврового сварного соединения пластин толщиной 10 мм источник тепла моделировался термической моделью Гаусса, выраженной следующим уравнением [28, 109]

$$q(x) = \frac{3Q_{arc}}{\pi r_a^2} \exp\left(-3\left(\frac{r(x)}{r_a}\right)^2\right), \quad (1.7)$$

где Q_{arc} – вводимое тепло, Вт;

r_a – Гауссовский источник тепла, м;

$r(x)$ – расстояние от центра источника тепла, м.

Как утверждает автор, указанная модель источника тепла имеет удовлетворительную сходимость при механизированной сварке в защитных газах. Расхождение при решении тепловой задачи составило 10%, а при механической – около 25%. Отклонение по уровню деформаций объясняется тем, что для

рассматриваемой стали SM490A не определены свойства материала при высоких температурах и в модели не учитывался эффект наклёпа.

Точность расчётов модели двойного эллипсоида Голдака не удовлетворяет потребности высокоточных направлений машиностроения. В связи с чем разрабатываются или улучшаются существующие модели. В статье [110] предложен источник с двойным эллипсоидно-коническим источником тепла. Его характеристики оценены путем сравнения прогнозируемых тепловых переходных процессов с результатами, полученными с термодатчиков, и с металлографическим анализом сварного соединения. Предлагаемая модель источника тепла расширяет модель, предложенную Голдаком, которая реализована с двухэллипсоидальным распределением плотности тепловой мощности. Такая модель точнее описывает теплопередачу в детали при сварке в узкую щелевую разделку, для сварных швов с частичным или полным проплавлением в замковом соединении с использованием высокоэнергетических пучков. Погрешность расчетов не превышает 5%. Модель двойного эллипсоидно-конического источника тепла упрощается до двухэллипсоидальной модели в случае, когда источник тепла движется по плоской поверхности. Схематическое изображение предложенного источника тепла представлено на рисунке 1.11 [110].

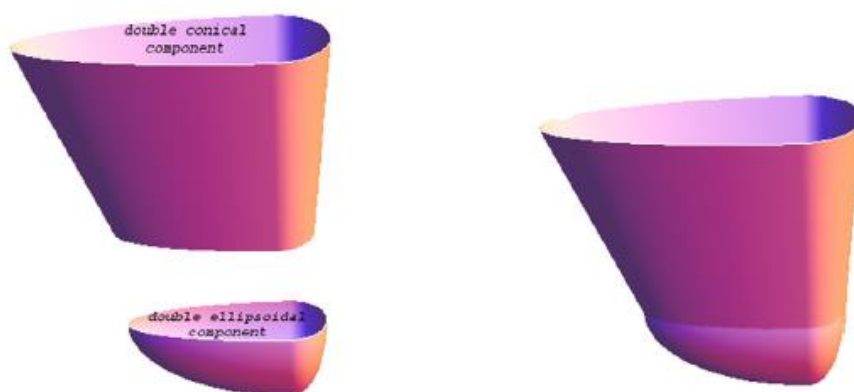


Рисунок 1.11 – Схематическое представление двойного эллипсоидно-конического источника тепла [110]

Результаты расчётов температурных полей, полученные на основе модели двойного эллипсоидно-конического источника тепла, были ближе к данным, записанным с термопар по сравнению с результатами модели двухэллипсоидального источника тепла. Поскольку сварная канавка во время каждого сварочного прохода постепенно заполнялась за счет наплавленного металла, распределение источников тепла двойного эллипсоидно-конического источника тепла имело тенденцию трансформации к двухэллипсоидальному распределению, которое, как известно, точнее описывает температурные поля при сварке на плоских поверхностях. Такая конвергенция была достигнута за счет того, что коническая составляющая предложенного источника тепла стремится к нулю. Также источник тепла эффективен при моделировании электронно-лучевой сварки, конфигурации сварного шва которой не поддаются моделированию с помощью источника тепла с двойным эллипсоидом. Дальнейшее улучшение модели достигнуто за счёт введения небольшой поверхностной мощности. Этот поверхностный компонент реконструировал типичное поперечное сечение зоны сплавления в виде шляпки гвоздя, наблюдаемое при электронно-лучевой сварке. Таким образом, универсальность модели двойного эллипсоидно-конического источника, заключается в том, что она может имитировать широкий диапазон конфигураций сварных швов от сварки пластины до сварки в щелевую разделку с полным проплавлением.

Несмотря на общее признание модели двойного эллипсоида Голдака, её реализация в программном коде затруднительна, и требования к вычислительной технике завышены. В работе [111] рассматривается погрешность модели эллипсоидного источника и двойного эллипсоида Голдака с геометрией сварного соединения при сквозном проплавлении, что приводит к формированию более четырех варьируемых параметров ввиду искажения формы источника. Авторами не приведена количественная оценка погрешности, однако применение указанной модели для моделирования тепловых процессов при сварке тонколистовых конструкций повышает трудоемкость. В связи с чем в ПО «Bazis» применена модель сферического источника нагрева, определяемая как [112]

$$Q_V = \frac{Q_{max}}{V} \cdot \exp\left(-\frac{R_{el}}{R}\right)^2, \quad (1.8)$$

где Q_{max} – максимальное значение вводимой энергии, Дж;

V – объем источника нагрева, мм³;

R_{el} – радиус от центра источника до элемента, мм;

R – радиус источника, мм.

В ряде практических случаев расчеты в ПО «Bazis» применительно к различным способам сварки (дуговая, лазерная, трением с перемешиванием) конструкций из высокопрочных сталей и титановых сплавов показали хорошую сходимость результатов с экспериментальными данными [113-123]. В ПО «Bazis» были проверены расчеты тепловых полей и деформаций для типовых соединений, полученных дуговой сваркой/наплавкой и лазерной сваркой, выполненные экспериментально и в аналогах, программных комплексах Simufact и SYSWeld [124, 125]. Расхождение при решении тепловой задачи не превысило 10,5%, а деформации при решении механической задачи – 19%.

Точность расчетов в зависимости от модели источников нагрева, рассмотренных выше приведены в таблице 1.1.

Таблица 1.1 - Точность расчетов в зависимости от модели источника нагрева

Модель	Двойной эллипсоид Голдака	Сегментный источник	Модель Гаусса	Двойная эллипсоидно-коническая модель	Сферический источник
Точность, %	90	89	89	95	89,5

Согласно таблице 1.1, двойная эллипсоидно-коническая модель нагрева имеет наибольшую точность из рассмотренных источников. При моделировании процесса сварки со сквозным проплавлением в моделях двойного эллипсоида

Голдака и двойного эллипсоидно-конической формируется более четырех варьируемых параметров ввиду искажения формы источника. Тем самым повышается сложность тепловой задачи и требования к вычислительной технике. Для последующего решения тепловой задачи принята модель сферического источника нагрева, ввиду меньшей трудоемкости реализации в ПО «Bazis», но большей точность в сравнении с моделями Гаусса и сегментного источника.

При решении тепловой задачи необходимо учитывать превращение феррит и/или перлита в аустенит. Преобразование начинается в точке A_{c1} и заканчивается в точке A_{c3} . В соответствии с данными работы [126] скрытая теплота для мартенситного превращения основного металла определена в 75,07 кДж/кг, а при аустенитном превращении для металла сварного шва 25,35 кДж/кг.

Как показано ранее, из материалов разделов 1.1–1.4 вытекает необходимость количественных расчетов для оценки зависимости перехода деформаций из упругой в пластическую область от напряжённо – деформированного состояния.

В настоящее время для расчета пластического течения наибольшее распространение получил критерий Мизеса. Переход в пластическое состояние определяется согласно уравнению [127, 128]:

$$\sigma_{\text{экв.}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}, \quad (1.9)$$

где $\sigma_{1,2,3}$ – главные напряжения.

Главные характеристики напряженно-деформированного состояния металла при тепловой нагрузке связаны с тензором напряжений, тензором деформаций и вектором смещения. Тензор напряжений представляет собой девятикомпонентную матрицу по координатным осям [128]

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (1.10)$$

Используя допущение относительно симметрии тензора напряжений, когда $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$, состояние тела может характеризоваться шестью компонентами тензора напряжений.

Для любой точки в теле существуют три взаимно перпендикулярных плоскости. Направления нормалей к этим плоскостям создают главные направления напряжений и тензоров деформаций. Подобные направления не зависят от выбора начальной координатной системы. В свою очередь это означает, что они могут быть представлены в виде различных комбинаций, расположенных в трех взаимно перпендикулярных направлениях. Чтобы создать законченную феноменологическую модель процесса деформации применяется несколько упрощений и допущений. Один из подходов основан на условии, что деформация в любой точке тела может быть представлена в виде суммы [129]

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^c, \quad (1.11)$$

где e , p , c – соответственно компоненты упругой, пластической и диффузионной составляющих деформаций.

Деление деформаций на три компоненты не противоречит современным концепциям о влиянии микроскопических составляющих и несовершенства кристаллической решетки металла на механизм деформации поликристаллического вещества. Согласно этим понятиям, упругая деформация металлического образца вызывает искажение кристаллической решетки. Пластическая деформация происходит только в случае некоторых комбинаций времени, температуры и распределения напряжений. В большинстве случаев, деформация металлов определяется механизмом сдвига фрагментов кристаллической решетки, то есть определяется значениями напряжений сдвига.

В работе [105] применены модель двойного эллипсоида Голдака как источника тепла и гипотеза пластического течения. Расхождение продольных остаточных напряжений составило 18%, в то время как поперечные остаточные

напряжения в значительной степени занижены, и разница составила 35%. Как утверждают авторы расхождение связано с тем, что отсутствуют точные значения свойств материала при высоких температурах. Авторами исследований [130-132] приведено сравнение результатов экспериментального и численного расчёта посредством графиков, из которых можно сделать вывод, что численный расчёт с некоторой погрешностью повторяет распределение температурных полей, остаточных напряжений и деформаций. В работах не приведены численные значения погрешностей.

Численное моделирование лазерной сварки объемными коническим, коническим с двойным эллипсоидальным и коническим с цилиндрическим источником тепла показывает высокую точность при определении максимальных деформаций [133]. Погрешность не превысила 4%.

В. И. Алферовым [134] проведены расчеты сварочных деформаций узлов корпусных конструкций, пересечение торо-сферических и цилиндрических оболочек посредством метода конечных элементов. Расхождение расчётных и экспериментальных данных составило менее 17%. Погрешность результатов расчёта сварки пазовых швов цилиндрической оболочки, имеющей внутренние кольцевые ребра жесткости, не превысила 11%.

Авторы [135] смоделированы методом конечных элементов сварочные деформации и остаточные напряжения при сварке пластин толщиной в 1 мм встык. Расхождение расчётных и экспериментальных данных не превысило 11%.

Таким образом видно, что конечно-элементные расчеты сварочных напряжений и деформаций дают погрешность в диапазоне 10–18 %, что достаточно для оценки пригодности технологий для изготовления, предлагаемой конструкций.

В большинстве случаев для расчетов сварочных напряжений и деформаций с помощью метода конечных элементов применяются ESI Group (ПО Sysweld), Ansys, Simufact [101-103, 136–139].

Эти программные комплексы США, Германии, Франции имеют ряд недостатков:

1) высокая стоимость лицензии и/или отказ от поставок в Россию данного ПО;

2) работа в программе требует определенных навыков, квалификации для проектирования конечно-элементной сетки и решения комплекса задач.

В настоящее время для сравнения расчётного и экспериментального напряженно-деформированных состояний применяются механические и физические методы. Механические методы предполагают измерение деформации тензометрами, щупами, профилометрами, специальными механическим деформометрами или оптическими интерферометрами с дальнейшим пересчетом в напряжение на основании закона Гука. Существуют два подхода в измерении деформации: первый предполагает деформирование тензометров совместно со сварной конструкцией, второй — при упругой разгрузке. Механические методы отличаются высокой точностью и определяют абсолютные значения остаточных напряжений. Физические методы являются неразрушающими и основаны на регистрации изменений свойств материала от напряжений. Обнаруженные изменения пересчитывают в напряжения по известным зависимостям. Часть методов (рентгеновские, акустические) использует аналитические зависимости, другие (магнитные, электрические, твердости) применяют зависимости, полученные опытным путем. Физические методы, использующие эмпирически найденные зависимости, как правило, характеризуются меньшей достоверностью вследствие сложности учета различных физико-химических параметров, влияющих, помимо напряжений, на измеряемые свойства [140].

1.6 Выводы по главе 1.

Проведенный анализ литературных данных позволяет сделать следующие выводы и сформулировать задачи:

1 Среднеуглеродистые среднелегированные высокопрочные стали имеют ограниченную свариваемость в связи со склонностью к холодным трещинам. При соблюдении технологических рекомендаций по ограничению содержания

водорода и рациональном выборе сварочной проволоки основной причиной снижения качества сварных соединений является недостаточная деформационная способность металла при изменении напряженного состояния в процессе фазовых и структурных превращений.

Особенность напряженно-деформированного состояния сварных тонколистовых конструкций заключается в локальной потере устойчивости в области сварного соединения. Точность размеров обеспечивается необходимой жесткостью закрепления деталей, что ведет к снижению стойкости против образования холодных трещин. Существующие пути решения проблемы противонаправленности требований связаны с необходимостью выполнения трудозатратных операций: термической обработки, правки и калибровки конструкций.

Тем самым принята первая задача по разработке физической модели напряженно-деформированного состояния.

2 Существующие конструктивные и технологические решения для повышения устойчивости сварных соединений высокопрочных сталей к холодным трещинам приводят к дополнительным затратам. При жестком закреплении в приспособлении необходимо произвести термическую обработку после сварки для снижения пиковых напряжений, сварка в свободном состоянии искажает форму сборки, что требует выполнение правки или термической калибровки. Для обеспечения требований, предъявляемых к детали необходимо научно-обоснованное технологическое решение, обеспечивающее геометрию сборки без снижения технологической прочности и исключаящую последующую операцию правки или термической калибровки.

Программные комплексы инженерных расчётов позволяют выполнить исследования по распределению остаточных напряжений и деформаций в зависимости от режимов сварки и участков с возможной потерей устойчивости конструкции. Тепловая задача решается с высокой точностью, однако, погрешность результатов расчёта термомеханической задачи колеблется в диапазоне 4-35%. Высокая погрешность связана с отсутствием точных значений

свойств материала при высоких температурах и применением допущений в расчётной модели. Несмотря на это, характер распределения деформаций соответствует экспериментальным данным, что позволяет подобрать оптимальную технологию сварки с минимальными затратами.

На основании описанного поставлена вторая задача, которая состоит в определении способа изменения напряженно-деформированного состояния на основе разработанной физической модели и реализовать путем конечно-элементного моделирования.

3 Сборочно-сварочное приспособление должно удерживать изделие от деформирования в процессе прихватки, сварки, остывания и усадки сварных швов и обеспечивать плотное прижатие деталей. Однако, жёсткое закрепление деталей при сварке не всегда позволяет добиться желаемого результата напряжённо-деформированного состояния. Поэтому требуется методика по определению рациональных участков и усилий закрепления.

По результатам анализа сформирована третья задача по разработке методики конструктивной реализации предложенного способа по снижению деформаций в тонколистовых конструкциях и выполнить её верификацию.

4 Технологическая подготовка производства включает в себя два основных направления, выполняемых одновременно: разработка сварочного приспособления и технологического процесса.

Для обеспечения стабильной работы по двум направлениям поставлена четвертая задача по внедрению результатов исследований в промышленное производство.

ГЛАВА 2. КОМПЬЮТЕРНЫЙ ИНЖЕНЕРНЫЙ АНАЛИЗ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ СВАРОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ В ТОНКОЛИСТОВЫХ КОНСТРУКЦИЯХ ИЗ ВЫСОКОПРОЧНЫХ СТАЛЕЙ

Во второй главе разработана физическая модель напряжённо-деформированного состояния. На основе разработанной модели предложен способ изменения напряжённо-деформированного состояния, и выполнен численный эксперимент по оценке его реализации путем конечно-элементного моделирования. Расчет температур и напряжённо-деформированного состояния в модели основан на решении системы дифференциальных уравнений теплового и механического равновесия. Фазовый состав металла при охлаждении оценивали по уравнению Аврами с применением диаграмм распада аустенита при непрерывном охлаждении.

2.1 Физическая модель напряженно-деформированного состояния

2.1.1 Схема закрепления

При выполнении продольного сварного соединения в тонколистовых обечайках возможны потеря устойчивости формы и накопление высоких остаточных напряжений, которые могут привести к зарождению и развитию холодных трещин.

Ввиду неравномерного расширения металла под действием нагрева в детали накапливаются напряжения $\sigma_{\text{вн. напр.}} \rightarrow \varepsilon_{\text{полн}}$. Полная деформация $\varepsilon_{\text{полн}}$ состоит из двух составляющих: из упругой ε^e – исчезающей при разгрузке, и пластической ε^p – необратимой, остающейся при разгрузке. Для снижения этих деформаций сварку необходимо выполнять в закреплённом состоянии с помощью сварочного приспособления. Поскольку в приспособлении изделие встречает ограничения в

деформации, происходит накопление остаточных напряжений в сварных соединениях и в околошовной зоне $\sigma_{\text{вн. напр.}}$. При достижении предела прочности ($\sigma_{\text{вн. напр.}} \geq \sigma_B$) в рассмотренных зонах, образуются трещины.

Технологическим решением снижения остаточных сварочных деформаций, при обеспечении технологической прочности обечайки, является регулирование жесткости закрепления при сварке. При усилии закрепления меньшем, чем при жёстком, будет происходить частичная релаксация накопленных напряжений за счёт локальных деформаций. В результате после снятия внешнего закрепления конечные деформации будут снижены вследствие меньшего уровня остаточных напряжений.

Для достижения цели по снижению пластических деформаций разработана физическая модель напряженно-деформированного состояния. На рисунке 2.1 приведены схема закрепления и усилия в детали при сварке. Усилие закрепления (P) расположено на расстоянии (m) от оси шва до участка закрепления. В период нагрева посредством теплового расширения в детали образуются усилия термического расширения ($F_{\text{терм.расш.}}$), которым противодействуют силы трения ($F_{\text{тр}}$) между прижимом, деталью и приспособлением.

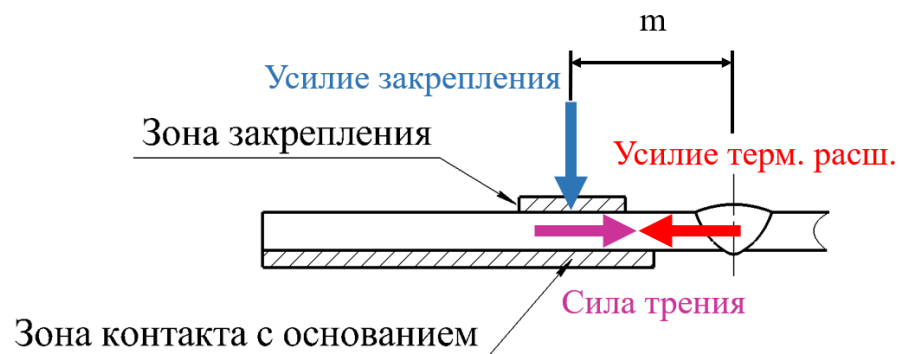


Рисунок 2.1 – Схема закрепления и усилия в детали при сварке

При превышении значений усилия термического расширения силы трения, закрепление не препятствует термическому расширению металла, что позволяет релаксировать напряжения, возникающие во время сварки в сварном соединении.

При этом появляются деформации за пределом закрепления, как показано на рисунке 2.2. Начиная с предельного значения усилия закрепления его можно рассматривать как жесткое ($F_{тр} > F_{терм.расц}$), когда исключается возможность проскальзывания детали из-под закрепления. В таком случае наблюдается местная потеря устойчивости формы на участке между закреплениями. Описанная схема позволяет обеспечить рациональное соотношение внутренних напряжений и деформаций при сварке тонколистовых конструкций (адаптивный характер).

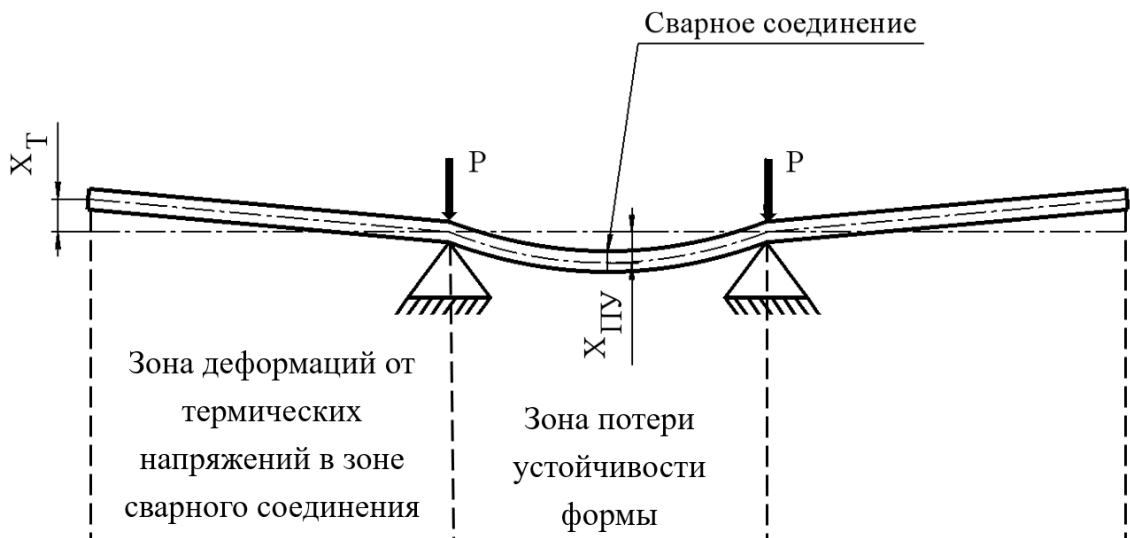


Рисунок 2.2 – Области деформаций

В упрощенном виде сила трения описывается формулой [141]

$$F_{тр} = \mu \cdot N, \quad (2.1)$$

где μ – коэффициент трения покоя;

N – нормальная сила.

Коэффициент трения покоя μ при сухом трении зависит от шероховатости, материала контактируемых поверхностей, площади контакта и т. д. Для обеспечения постоянства силы трения на всем участке контакта, необходимо контролировать шероховатость детали и прижимного устройства в области контакта перед выполнением сварки. К тому же шероховатость поверхности будет

колебаться на всём участке во время сварки из-за нагрева. Однако, в модели он принят постоянным для пары сталь-сталь, равный $\mu = 0,2$ [141].

Схема реализации адаптивного закрепления представлена на рисунке 2.3.

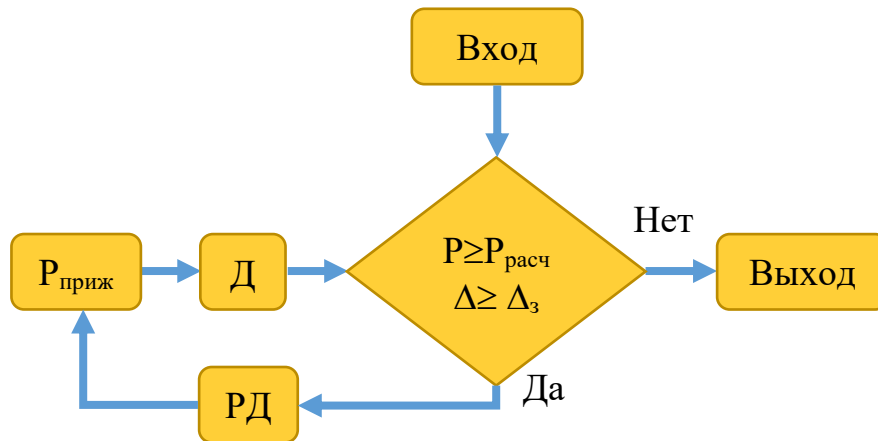


Рисунок 2.3 - Схема реализации адаптивного прижима: $P_{\text{приж}}$ – усилие прижатия; D – датчик измерения возмущения; $РД$ – регулятор давления; P , $P_{\text{расч}}$ – фактическое и расчётное усилия закрепления; Δ – фактическое перемещение; $\Delta_з$ – заданное перемещение

В сборочно-сварочном приспособлении регулятор давления ($РД$) обеспечивает регулирование усилия закрепления. При сварке изменяются деформации в период нагрева, плавления и кристаллизации металла и т. д., которые фиксируются датчиком (D). Возмущение сравнивается с расчётным усилием и заданным перемещением. При превышении заданных условий регулятор давления изменяет усилие закрепления.

2.1.2 Тепловые процессы и фазовые превращения

Расчет распределения температур и напряженно-деформированного состояния основан на решении дифференциального уравнения теплового равновесия. Распределение температурных полей в общем виде описывается дифференциальным уравнением теплопроводности [112, 142, 143]

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c\gamma} \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + Q_V, \quad (2.2)$$

где x, y, z – координаты точки по осям X, Y, Z ;

T – температура, °С;

t – время, с;

Q_V – внутренний источник тепла, Дж;

$\lambda = \sum_i \lambda_i(\varphi, T)$, $c = \sum_i c_i(\varphi, T)$, $\gamma = \sum_i \gamma_i(\varphi, T)$ – объемная суммарная теплопроводность Вт/(м·°С), теплоемкость, Дж/(кг·°С), и плотность, кг/м³, зависящие от структуры (φ) и температуры (T).

Внутренний источник тепла (Q_V) рассчитывается согласно модели теплового источника, характерной для выбранного процесса сварки. Например, для дуговых процессов применима сферическая модель (см. уравнение (1.8)), для лучевых – коническая, согласно обоснованию [114-121, 124, 125].

Распределение температуры влияет на фазовый состав металла, а вместе с ними изменяются теплофизические и механические свойства стали. Допущение о постоянстве структуры приведет к недопустимой погрешности результатов расчета. Для моделирования фазовых превращений необходимы диаграммы превращения аустенита при непрерывном охлаждении с C -образными кривыми. Они соответствуют определенной степени распада аустенита p (0, 10, 50, 90 или 100%) и показывают зависимость $t(T)$ времени достижения этой степени p от температуры выдержки T . Степенью превращения называют отношение массы образовавшейся новой фазы к общей массе материала, участвующей в превращении. Вид представленной диаграммы свидетельствует о качестве проведенных экспериментов и обработки результатов.

Наличие на диаграмме серии C -кривых феррито-перлитного и бейнитного превращений позволяет построить кинетическую диаграмму распада аустенита $p(t)$ для любой заданной температуры в интервале от 760 до 310 °С. Для

математического описания полученной зависимости $p(t)$ используется уравнение Аврами [144]

$$p = 1 - \exp \left[- \left(\frac{t}{t_{50}} \right)^n \ln 2 \right], \quad (2.3)$$

где t – время выдержки при заданной температуре;

t_{50} – период полураспада аустенита;

n – показатель степени Аврами.

Уравнение (2.3) позволяет моделировать процесс распада аустенита не только в изотермических условиях, но и при произвольном термическом цикле. Для этого необходимо для каждого диффузионного превращения определить параметры уравнения: показатель степени Аврами n и период полураспада аустенита t_{50} , которые являются характеристиками материала. Как правило, n слабо зависит от температуры, в то время как t_{50} в середине температурного интервала превращения достигает минимума, а на границах этого интервала неограниченно возрастает. Для определения n необходимо представить кинетическую диаграмму в двойных логарифмических координатах $\bar{t} = \ln t$, $\bar{p} = \ln [-\ln(1 - p)]$.

Если ряд точек диаграммы $\bar{p}(\bar{t})$ лежит вблизи единой прямой, то процесс распада аустенита при данной температуре может быть описан уравнением (2.3), причем значение n равно тангенсу наклона этой прямой к оси \bar{t} . Проведя прямые через точки, соответствующие 10, 50 и 90% распада аустенита, можно установить, что экспонента Аврами для феррито-перлитного и бейнитного превращений слабо зависит от температуры.

2.1.3 Изменение напряжений и деформаций

Для учета влияния адаптивных закреплений на напряженно-деформированное состояние при сварке, в расчетах применен ряд схем.

Приложение к материалу напряжения вызывает деформацию. Даже самое малое приложенное напряжение вызывает деформацию, причем начальные деформации являются всегда упругими, и величина их находится в прямой зависимости от напряжения.

Гуляевым А. П. [145] приведена кривая деформаций в зависимости от напряжений, как показано на рисунке 2.4. Упругая деформация характеризуется линией OA и её продолжением (штриховая линия).

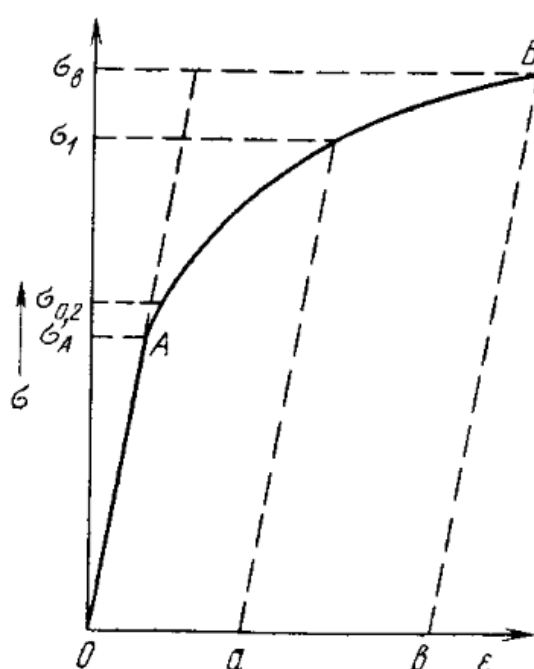


Рисунок 2.4 – Изменение деформаций в зависимости от напряжения [145]

Выше точки A нарушается пропорциональность между напряжением и деформацией. Напряжение вызывает уже не только упругую, но и пластическую деформацию. Величина её равна горизонтальному отрезку от штриховой линии до сплошной кривой.

При упругом деформировании под действием внешней силы изменяется расстояние между атомами в кристаллической решётке. Снятие нагрузки устраняет причину, вызвавшую изменение межатомного расстояния, атомы становятся на прежние места, и деформация исчезает.

При пластическом деформировании одна часть кристалла перемещается по отношению к другой. Если нагрузки снять, то перемещённая часть кристалла не возвращается на прежнее место. Кроме того, пластическое деформирование сопровождается дроблением блоков мозаики внутри зёрен, а при значительных степенях деформации наблюдается заметное изменение форм зёрен и их расположение в пространстве.

Представленная на рисунке 2.4 зависимость ОАВ между приложенными извне напряжением (σ) и, вызванной им, относительной деформацией (ε) характеризует механические свойства металлов. Наклон прямой ОА показывает жесткость металла, или характеристику того, как нагрузка, приложенная извне, изменяет межатомные расстояния, что в первом приближении характеризует силы межатомного притяжения.

Кривая деформации (см. рисунок 2.4) имеет разный вид в зависимости от многих факторов (природа испытуемого материала, напряжённое состояние и др.).

Применение адаптивного закрепления влияет на деформационную характеристику материала $\sigma_i(\varepsilon_i)$, создавая в металле напряжённое состояние. Рассмотрим упрощённую диаграмму растяжения стали при сварке деталей с усилиями адаптивного прижима P_1, P_2 , где $P_1 < P_2$ (см. рисунок 2.5). При решении механической задачи в ПО «Vazis» применяется упрощённая модель зависимости $\sigma_i(\varepsilon_i)$, которая представлена в виде ломаной кривой ОАВ. Участок кривой ОА отражает упругие деформации, участок кривой АВ_i – отражает пластические деформации. При этом АВ_{P₁} соответствует усилию адаптивного закрепления P_1 , где $P_2 > P_1$. Участок АВ характеризует отсутствие закрепления. Внутренние напряжения, после которых наблюдаются деформации с последующей релаксацией напряжений, будут иметь соотношение $\sigma_{P_1} < \sigma_{P_2}$, идентичное прикладываемым усилиям.

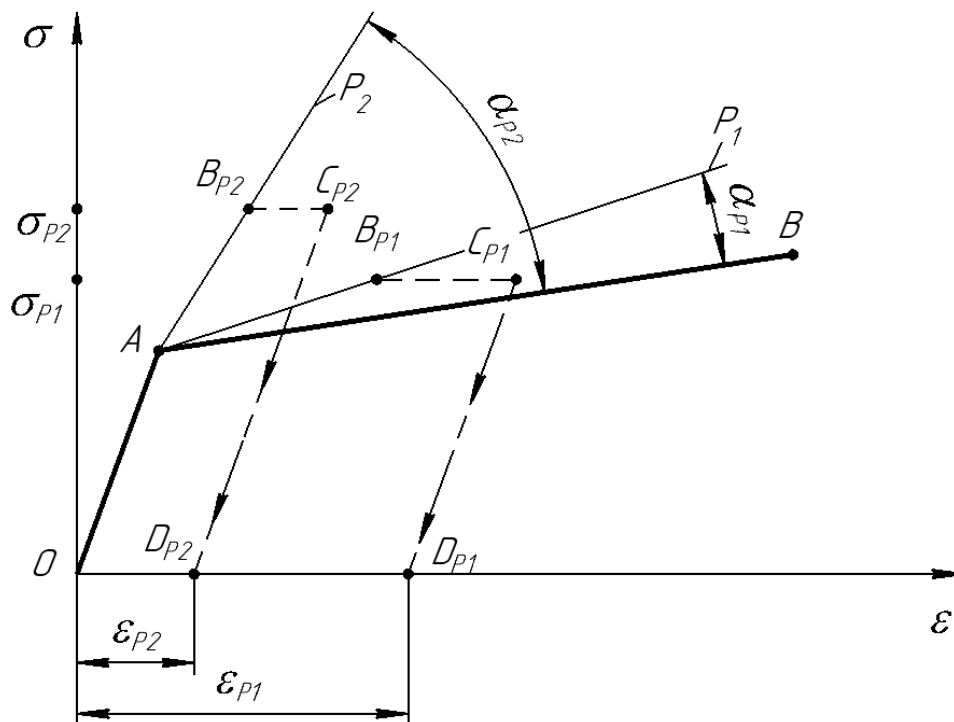


Рисунок 2.5 – Диаграмма формирования упругих и пластических деформаций в детали при сварке с применением адаптивного закрепления:

α_{P1}, α_{P2} – угол отклонения кривой от упрощённой модели;

$\epsilon_{P1}, \epsilon_{P2}$ – остаточные пластические деформации

Во время сварки при усилении P_1 на участке OA формируются упругие деформации. Дальнейшее увеличение напряжений ведет к пластическим деформациям и накоплению внутренних напряжений (участок AB_{P1}). Повышение жёсткости и характера накопления внутренних напряжений обусловлены углом α_{P1} между упрощённой моделью, при которой не применяется закрепление во время сварки, и искомой кривой. При достижении предельного значения напряжений $\sigma = \sigma_{P1}$ закрепление обеспечивает ход для деформации, которая протекает без нарастания внутренних напряжений (участок $B_{P1}C_{P1}$). После кристаллизации сварочной ванны и разгрузки околошовной зоны исчезают упругие деформации, что характеризуется участком $C_{P1}D_{P1}$. А величина остаточных пластических деформаций ϵ_{P1} определяется участком OD_{P1} . Аналогичные участки $OAB_{P2}C_{P2}D_{P2}$ описывают упругопластические деформации при сварке с усилием прижима P_2 .

Соотношение остаточных деформаций противоположно $\varepsilon_{P_1} > \varepsilon_{P_2}$, отношению прикладываемых усилий P_1, P_2 .

Отклонение кривых при усилиях прижима P_1, P_2 после точки А обусловлено тем, что для деформации необходимо преодолеть усилие сопротивления, формируемое закреплением. С увеличением усилия закрепления повышается угол α между исходной, где не применяется прижим во время сварки, и искомой кривой.

Рассмотрены два способа программной реализации закрепления:

1) Замена закрепления фиктивным объектом, поведение которого идентично закреплению. В этом случае необходимо создать объемную модель фиктивного объекта, что ведет к усложнению численных расчётов.

2) Учёт воздействия закрепления за счёт жесткости узлов элемента:

Рассмотрим природу влияния закрепления на конструкцию в процессе сварки. В прижатом состоянии при высокотемпературном воздействии детали перемещаются, это перемещение в участках закрепления ограничивает прижим. Если повысить жесткость деталей в участках фиксации, идентичную воздействию прижима на деталь, то возможно исключить фиктивный объект, имитирующий поведение закрепления.

Поскольку второй способ позволяет упростить модель, что в свою очередь снижает сложность механической задачи, а значит и требование к вычислительной технике и времени расчетов, дальнейшие расчеты произведены на основании данного способа.

2.1.4 Безмоментная теория

Точный расчёт листовых оболочек должен учитывать возможность существования в них объемно-напряженного состояния металла, возникающего под действием сосредоточенных и распределенных сил, а также изгибающих моментов. Такие расчёты усложняют исследование напряженно-деформированного состояния.

При этом остаточные сварочные напряжения, деформации и фазовые превращения будут отсутствовать в секторе обечайки, расположенного диаметрально противоположно сварному шву ввиду нагрева ниже температуры A_{C1} , как показано штриховкой на рисунке 2.6.



Рисунок 2.6 – Сектора обечайки

Однако, нижний сектор обечайки вследствие замкнутости контура создает внутренние нагрузки. Поэтому вместо прямого включения его в расчет, сварка продольного шва обечайки заменяется на пластины, свариваемые встык, при этом в граничные условия закрепления добавлены изгибающие моменты, приведенные на рисунке 2.7.

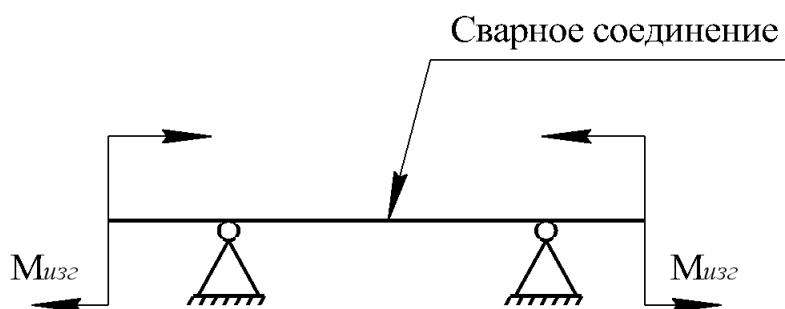


Рисунок 2.7 – Граничные условия при замене обечайки на пластины

Для упрощения применена безмоментная теория [48, 129, 146-148], по которой для тонкостенных оболочек напряжения и деформации имеют локальный характер при условии [147]

$$R/\delta > 20, \quad (2.4)$$

где R – минимальный радиус кривизны;

δ – толщина оболочки.

Это упрощение позволяет исключить изгибающие моменты (см. рис. 2.7) и заменить в расчете обечайку с продольным швом на пластины, свариваемые в стык, для которых выполняется соотношение [147]

$$a/\delta > 5, \quad (2.5)$$

где a – минимальный размер пластины в плоскости.

Основные положения безмоментной теории заключаются в следующем [68, 69]:

- нагрузки, действующие на поверхности оболочки, могут считаться перпендикулярными им и симметричными относительно оси;
- вследствие малой толщины оболочки сопротивление изгибу отсутствует (изгибающий момент не возникает);
- напряжения по толщине стенки оболочки распределены равномерно;
- к тонколистовым обечайкам относятся конструкции толщиной 1-5 мм [70, 71].

2.1.5 Участки закрепления

Расстояние от оси шва до прижима определяется как участок местной потери устойчивости формы при сварке вследствие нагрева. Для его расчёта распределённая нагрузка, связанная с термическим расширением, приведена к равнодействующей, и рассмотрена схема продольного изгиба стержня, как показано на рисунке 2.8.

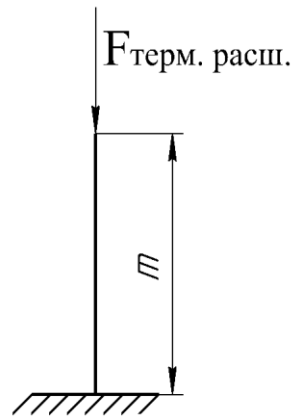


Рисунок 2.8 – Схема продольного изгиба стержня

Критическая температура, при которой наблюдается потеря устойчивости формы, определяется по формуле [149, 150]

$$T_{кр} = \frac{\pi^2}{\alpha \cdot \xi^2}, \quad (2.6)$$

где α – коэффициент линейного расширения;

ξ - гибкость стержня, рассчитываемая по формуле [149, 150]

$$\xi = \frac{\nu m}{i}, \quad (2.7)$$

где ν – коэффициент приведенной длины, для консольного стержня $\nu=2$ [150];

i – минимальный радиус инерции поперечного сечения, рассчитываемый [149, 150]

$$i = \sqrt{\frac{I_{min}}{F}}, \quad (2.8)$$

где I_{min} – минимальный главный момент инерции;

F – площадь поперечного сечения стержня.

Для стержня главный момент инерции рассчитывается по формуле [150]

$$I_{min} = \frac{bh^4}{12} \quad (2.9)$$

где b – ширина стержня;

h - высота стержня.

2.2 Разработка численной модели и алгоритма расчетов

На основании решения тепловой задачи выполнен расчёт напряженно-деформированного состояния, основанный на уравнении механического равновесия, который для общего случая имеет вид [128, 151]

$$\begin{cases} \frac{d\sigma_x}{dx} + \frac{d\tau_{yx}}{dy} + \frac{d\tau_{zx}}{dz} + F_x = 0 \\ \frac{d\sigma_y}{dy} + \frac{d\tau_{xy}}{dx} + \frac{d\tau_{zy}}{dz} + F_y = 0, \\ \frac{d\sigma_z}{dz} + \frac{d\tau_{xz}}{dx} + \frac{d\tau_{yz}}{dy} + F_z = 0 \end{cases} \quad (2.10)$$

где σ – тензор главных напряжений;

τ - тензор касательных напряжений;

F – удельный вес.

Компоненты тензора напряжений определены в зависимости от приращения тензора деформаций и упругих констант, связывающих их согласно уравнению [127, 128]

$$\{\sigma\} = [D(E(T))]\{\Delta\varepsilon - \Delta\varepsilon^{th} + \varepsilon_0^e\}, \quad (2.11)$$

где $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon^e + \Delta\varepsilon^p$ – тензор собственных деформаций;

$\Delta\varepsilon^{th}$ - деформации теплового расширения;

$\{\sigma\}, \{\varepsilon_0^e\}$ – тензор напряжений и начальных деформаций;

$[D(E(T))]$ – матрица упругих констант.

Деформации теплового расширения ($\Delta\varepsilon^{th}$) рассчитаны по формуле [127]

$$\Delta\varepsilon^{th} = \sum_i \alpha_i (\varphi_i, T) (T_H - T_K), \quad (2.12)$$

где $\sum_i \alpha_i (\varphi_i, T)$ – температурный коэффициент линейного расширения;

T_H, T_K – начальная и конечная температуры.

Переход материала в пластическое состояние соответствует условию [127]

$$f(\sigma_{\text{ЭКВ}}) - \sigma_T \geq 0, \quad (2.13)$$

где $\sigma_T = \sum_i \sigma_{T_i} (\varphi_i, T)$ – предел текучести материала.

При расчете механической задачи использована теория пластического течения Прандтля–Рейса и принцип Сен-Венана. Материал рассмотрен изотропным и упругопластическим. При этом упрочнение реализовано согласно модели пластического течения Мизеса, и $f(\sigma_{\text{ЭКВ}})$ определено критерием Мизеса по формуле (1.9)

Решение механической задачи выполнено по временным интервалам, используемым для решения уравнения (2.2), являясь серией статических расчетов уравнения (2.10). Зная изменение температуры ΔT и функцию изменения коэффициента линейного расширения от температуры $\alpha(T)$, можно определить тепловую нагрузку на стадиях препроцессорной подготовки и получить решения при последующем прочностном анализе. Для этого в алгоритме реализована возможность передачи результатов решения задачи в качестве нагрузки F для последующей задачи другого типа. При этом влияние последующей задачи на предыдущую отсутствует.

Под нагрузками понимают внешние и внутренние усилия, а также граничные условия в виде ограничений на перемещения. Нагрузки разделены на шесть категорий, включающих ограничения степеней свободы, силы поверхностной нагрузки, объемные силы, инерционные нагрузки и нагрузки для связанных задач.

Большинство этих нагрузок может быть приложено или к твердотельной модели (в ключевых точках, по линиям и поверхностям), или к конечно-элементной модели (в узлах и к элементам).

Понятие время используется как при нестационарном, так и при стационарном анализе. В первом случае – это обычная длительность процесса в секундах, минутах или часах. При решении статических задач время используется как указатель на тот или иной шаг нагружения или шаг решения.

При расчетах тепловых полей и напряженно-деформированного состояния при действии сварочных источников тепла учтено изменение теплофизических свойств и структуры в зависимости от температуры, скорости охлаждения соответственно. Это позволило повысить точность расчетов.

Как показано в главе 1, применение метода конечных элементов позволяет выполнять численные расчеты тепловой, металлургической и механической задач применительно к сварным соединениям с точностью, достаточной для практического применения.

Принято допущение, что решение тепловой задачи и напряжённого состояния методом конечных элементов разъединено, в то время как в действительности распределение тепла и механические деформации происходят в одно и то же время. Разделение на тепловую и механическую задачи становится возможным, если предположить, что механическая деформация при малом промежутке времени в процессе сварки незначительная, и изменение распределения тепла преобладает над механической работой, а влияние рассеяния внутренней энергии на температурное распределение значительно. Для оценки характера распределения остаточных напряжений используют данные по изменению температуры от времени в узлах сетки на основе решения тепловой

задачи. Рассчитанные температурные данные вводятся в виде нагрузки для решения механической задачи.

При движении сварочной дуги разделка заполняется металлом. Для обеспечения неразрывности расчётной сетки отсутствующая область шва заменена сеткой конечных элементов с вырожденными свойствами, т. е., введением фиктивного материала с теплофизическими и механическими свойствами близкими, но не равными нулю

$$\frac{X_{\phi}}{X} \cdot 100 < 1\%, \quad (2.14)$$

где X_{ϕ} – свойство фиктивного материала;

X – фактическое свойство материала.

Для выполнения расчета необходимо задать следующий набор данных:

- расчетную сетку, геометрически описывающую свариваемые детали;
- теплофизические характеристики свариваемых материалов в зависимости от температуры и структуры;
- начальные и граничные условия процесса;
- режимы сварки.

Расчетная сетка строится с учетом геометрии исследуемого соединения. В околошовной зоне из-за высокого градиента решения требуется применять элементы малого размера по отношению к ширине шва.

В расчётной сетке задаются линейные и нелинейные свойства конечных элементов металла. Зависимость свойств от температуры имеет форму полинома (вплоть до четвертой степени) или задается таблично. Нелинейные соотношения, такие как кривые деформирования материала для различных видов упрочнения, кривые ползучести и т. д., заданы таблично согласно [18].

Для решения тепловой задачи принимаются начальные и граничные условия в виде теплообмена и структуры, а для механической – закрепления, начальные напряжения и деформации.

Зона термического влияния подвержена наиболее высоким термическим, структурным и механическим изменениям в процессе нагрева и охлаждения. Она включает различные участки, каждый из которых характеризуется определенным видом микроструктуры, в зависимости от скорости охлаждения этого участка. Для ускорения расчетов применено допущение, которое заключается в сохранении одинаковых теплофизических свойств металла при нагреве и охлаждении в процессе сварки. Кроме того полагаем, что до сварки в металле отсутствуют внутренние напряжения, если только предварительно не заданы дополнительные граничные условия. Алгоритм последовательности действий представлен в блок-схеме на рисунке 2.9.

После завершения ввода данных в интервале времени $(t_0 \dots t_k)$ с шагом t_{step} итерационно решаются сначала тепловая, включая металлургическую, а затем механическая задачи. Количество итераций на шаге t_{step} определяется по предельно допустимому приращению температуры (dT_{max}) и эквивалентным напряжениям $(\sigma_{эkv})$, вычисляемым по критерию Мизеса в случае решения тепловой и механической задач соответственно. Оба критерия $(dT_{max}, \sigma_{эkv})$ зависят от условий теплового и механического нагружения.

Размер шага по времени в значительной степени определяет точность решения. На каждой итерации (i) в каждом элементе модели проверяется соотношение приращения температур $dT_i < dT_{max}$ и уровня напряжений $\sigma_{эkv} < \sum_i \sigma_{T_i}(\varphi_i, T)$. Если условия не выполняются, то в случае тепловой задачи уменьшается шаг по времени, а для механической - изменяются характеристики жесткости материала.

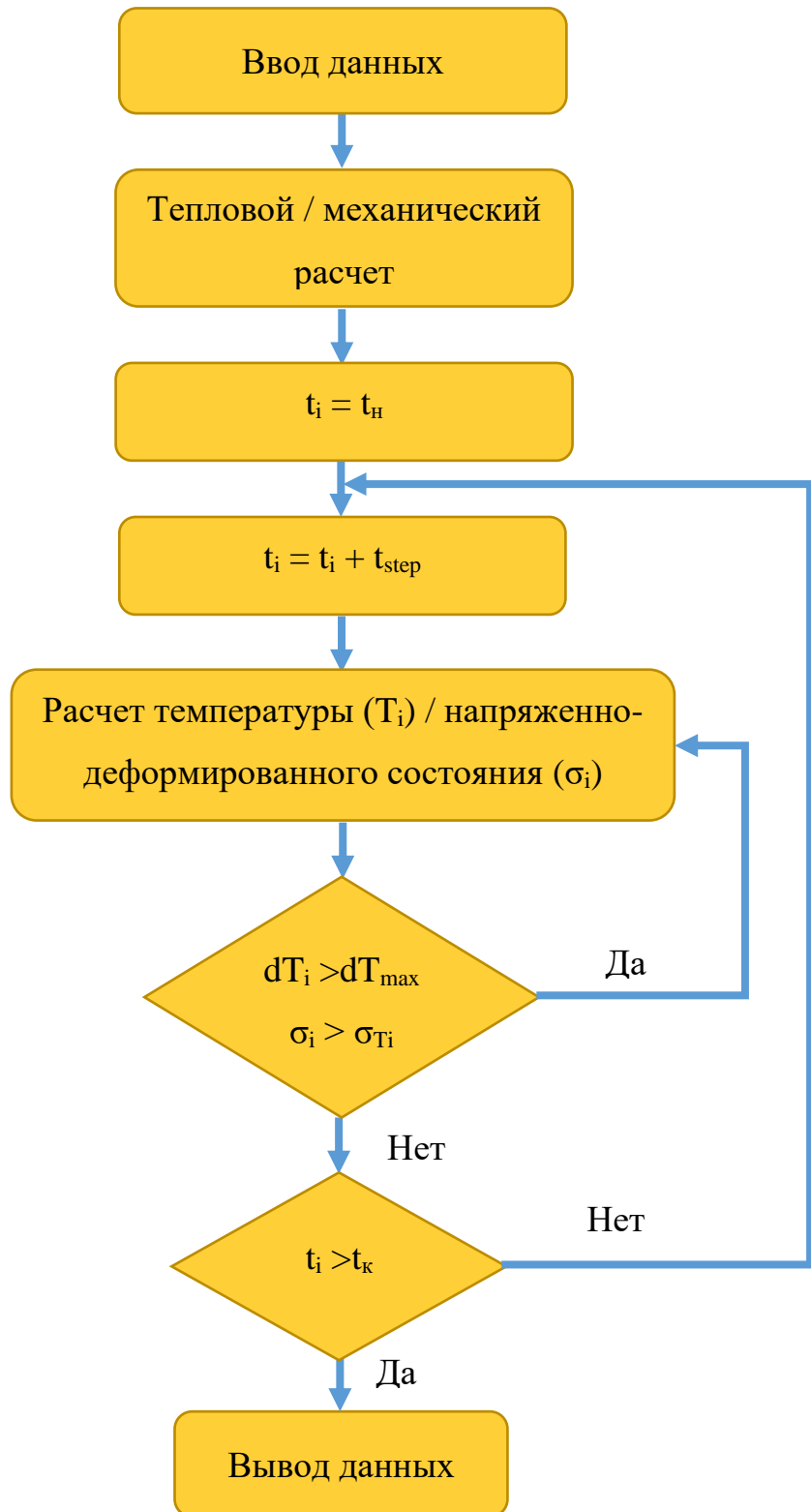


Рисунок 2.9 - Блок-схема алгоритма работы ПО «Bazis»

Недостаток итерационного способа состоит в неизбежном накоплении погрешности с ростом числа шагов нагружения. Эта трудность преодолевается использованием метода простых итераций, который обеспечивает получение

равновесного решения на каждом шаге нагружения с задаваемой точностью K . На рисунке 2.10 приведена блок-схема метода простых итераций [152].

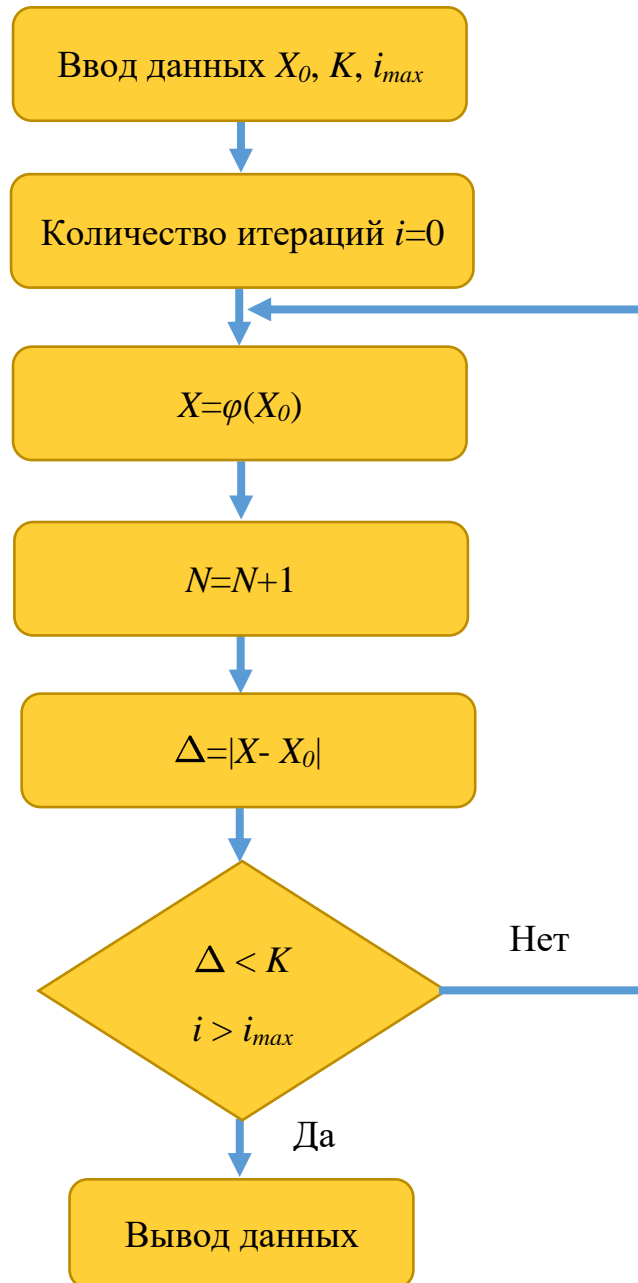


Рисунок 2.10 – Блок-схема метода простых итераций: входные данные: K – заданная точность, X_0 – начальное значение, i_{max} – заданное число итераций; выходные данные: X – приближенное значение, i – выполненное число итераций

Принята точность расчётов в методе упругих решений механической задачи $K=10^{-4}$ мм, а максимальное количество итераций не должно превышать 100.

Дальнейшее повышение приведёт к кратному увеличению количества итерации для поиска решений, а вместе с ним повышаются требования к вычислительной технике и времени расчетов. Принято, что задача не имеет сходимости (решения) при $i > 100$ для остановки поиска решения и корректировки теплового баланса модели.

При решении механической задачи по формуле (2.10) с большим числом неизвестных накапливаются погрешности и необходимо итерационное уточнение найденных перемещений. Для упругопластичного материала применяют метод упругих решений, который состоит в следующем [146]:

1) Сначала материал считают упругим и из решения системы уравнений равновесия находят перемещения всех узлов, а по ним деформации и напряжения в конечных элементах;

2) В каждом конечном элементе найденные напряжения и деформации сравниваются с деформационной характеристикой материала $\sigma_i(\varepsilon_i)$. Если точка, найденная в п. 1, оказывается выше диаграммы (как показано на рисунке 2.11), то при тех же деформациях пересчитывают компоненты напряжений по формулам (2.11–2.13) для упругопластического деформирования;

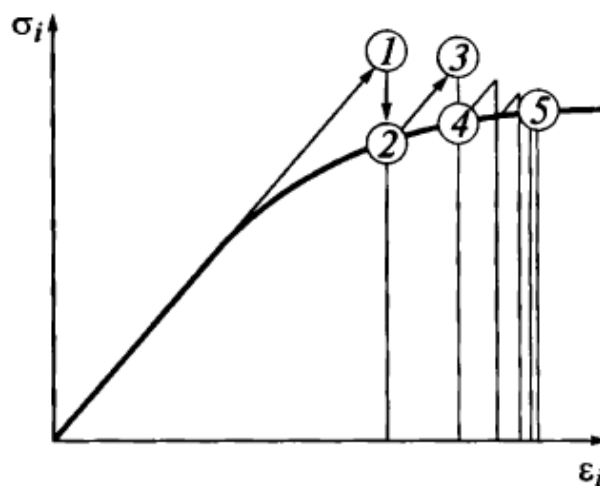


Рисунок 2.11 – Схема метода упругих решений: 1 – 4 результаты последовательных уточнений напряжений и деформаций; 5 – окончательный результат [146]

3) Поскольку в некоторых конечных элементах напряжения изменены, равновесие примыкающих к ним узлов нарушается, поэтому проводят повторное решение системы уравнений равновесия, в результате которого получают изменение напряжений. Кривая результирующего напряженно-деформированного состояния вновь отклоняется от деформационной характеристики;

4) Вновь определяют напряжения по формулам (2.11–2.13) упругопластического деформирования;

5) Итерации продолжают до тех пор, пока и равновесие узлов, и соответствие деформационной характеристике не будут соответствовать требуемой точности K .

2.3 Постановка задачи

Описанная модель (см. раздел 2.2) применена для расчета напряженно-деформированного состояния обечайки, изготавливаемой из высокопрочной тонколистовой стали 30ХГСА ГОСТ 11268-76 толщиной 3 мм, приведённая на рисунке 2.12.

Таблица 2.1 – Химический состав стали 30ХГСА по ГОСТ 11268-76, массовая доля элементов в %

C	Si	Mn	Cr
0,28-0,34	0,9-1,2	0,8-1,1	0,8-1,1

Присадочной проволокой является Св-18ХМА ГОСТ 2246-70. Химический состав проволоки представлен в таблице 2.2.

Согласно требованию, предъявляемому к обечайке, необходимо совместно выполнить сварку и термическую обработку обечайки и образцов на тех же режимах. Далее проверяются механические свойства сварных соединений образцов на статические растяжение и изгиб в произвольных сечениях согласно ГОСТ 6996-66.

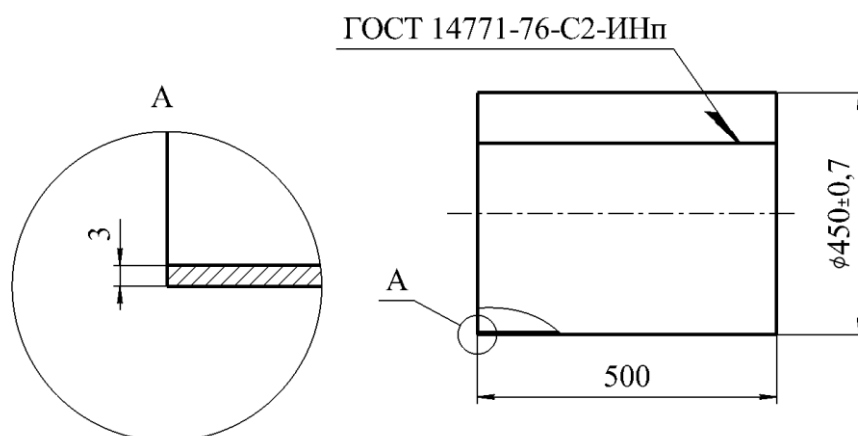


Рисунок 2.12 – Эскиз свариваемой детали

Таблица 2.2 – Химический состав сварочной проволоки Св-18ХМА по ГОСТ 2246-70, массовая доля элементов в %

С	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	S	P
					не более		
0,15-0,22	0,12-0,35	0,4-0,7	0,8-1,1	0,15-0,3	0,3	0,025	0,025

Механические свойства образцов должны соответствовать следующим требованиям:

- угол изгиба не менее 150 градусов,
- временное сопротивление не ниже $0,9\sigma_B$ (σ_B – временное сопротивление основного металла).

При неудовлетворительном результате механических испытаний обечайка бракуется. Согласно технологии изготовления:

- сварку обечайки производят в специальном сборочно-сварочном приспособлении. Ввиду закрепления, неравномерного нагрева при сварке и распределения наплавленного металла накапливаются внутренние напряжения соизмеримые с пределом прочности материала и местной потере устойчивости формы, превышающей требования, предъявляемые к обечайке, как показано на рисунке 2.13.

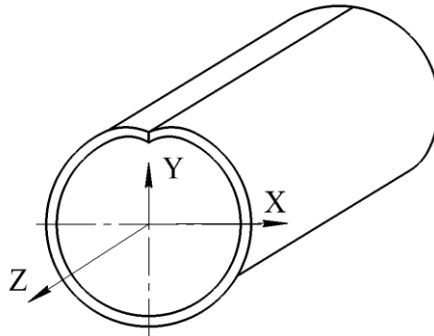


Рисунок 2.13 – Местная потеря устойчивости формы после сварки продольного шва обечайки

- выполняется местная термическая обработка (отпуск) индукционным нагревом во избежание зарождения и развития трещин, снятия внутренних напряжений. Разрыв во времени между окончанием сварки и началом отпуска не должен превышать 30 минут.

- после термической обработки проводят термическую калибровку для обеспечения геометрии обечайки в соответствии с предъявляемыми требованиями. Термическая калибровка является трудоемкой операцией, требующей циклического восстановления приспособления для калибровки ввиду повышенного износа при высоких температурах.

Согласно требованиям к обечайке, остаточные деформации, экспериментально измеряемые в зоне сварного соединения, должны быть менее 0,7 мм. В базовом варианте деформация обечайки составляет 0,9 мм, что превышает предъявляемые требования.

Изменение режимов сварки для снижения сварочных деформаций привело к дефектам сварки в виде прожога, непровара, несоответствию геометрии сварного соединения конструктивным элементам, указанным в ГОСТ 14771-76 или не соответствию механических свойств сварного соединения образцов предъявляемым требованиям к обечайке.

В обечайке выполняется сварка продольного стыкового шва С2 по ГОСТ 14771-76 неплавящимся электродом в защитных газах с подачей

присадочной проволоки. Конструктивные элементы сварного шва приведены на рисунке 2.14.

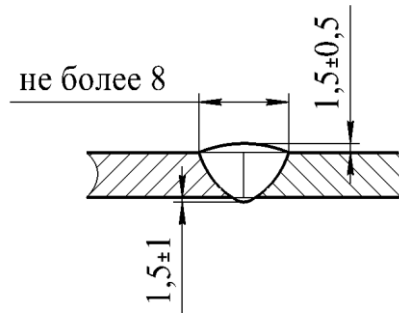


Рисунок 2.14 – Эскиз сварного соединения

2.4 Разработка расчётной сетки

На основании соотношений (2.4), (2.5) геометрические размеры пластин приняты 3x125x250. Такие размеры пластин соответствуют требованиям к образцам для механических испытаний по ГОСТ 6996-66 и обеспечивают как достоверность результатов, так и возможность вырезки из натуральных пластин образцов для последующих механических испытаний на статическое растяжение по типу XIIIa и статический изгиб тип XXVII по три образца. Эскиз сварного образца, для которого разработана расчетная сетка, показан на рисунке 2.15.

Для исключения краевого эффекта выполнена проверка ширины пластины в 125 мм на нагрев краёв выше 100 °С. Для случая линейного подвижного источника тепла в пластине выполнен аналитический расчёт, описываемый следующим уравнением [143]

$$T(r, x) = T_0 + \frac{q}{2\pi \cdot \lambda \cdot \delta} \cdot e^{-\frac{Vx}{2a}} \cdot K_0\left(r \cdot \left(\frac{V^2}{4a^2} + \frac{b}{a}\right)^{1/2}\right), \quad (2.15)$$

где T_0 – начальная температура, принятая равной 20 °С;

q – количество введенной теплоты, Дж;

λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(см·К);

δ – толщина пластины, см;

V – скорость сварки, см/с;

x – расстояние от начала оси до рассматриваемой точки по оси OX , см;

a – коэффициент температуропроводности, см²/с;

r – расстояние до рассматриваемой точки от начала координат, см;

$K_0(U)$ – модифицированная функция Бесселя второго рода нулевого порядка;

b – коэффициент теплоотдачи, с⁻¹.

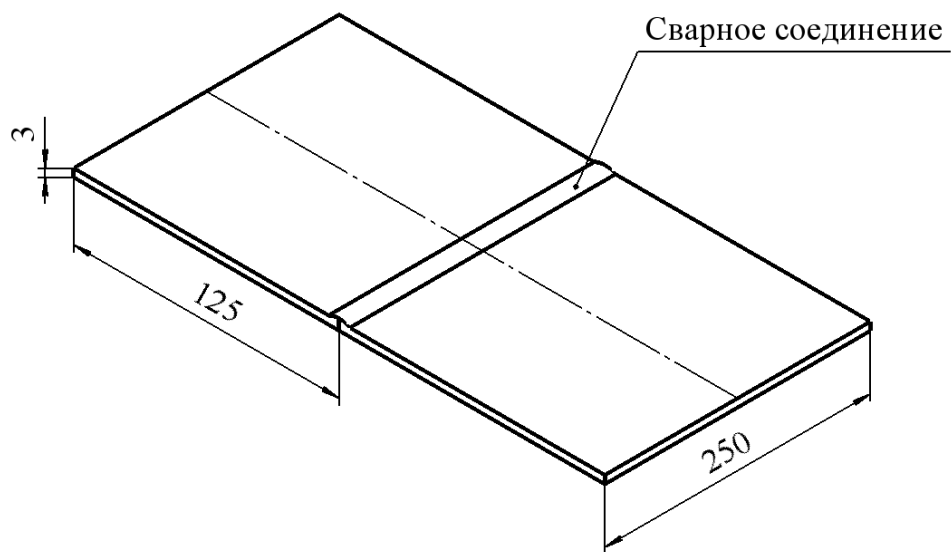


Рисунок 2.15 – Эскиз сварного образца

b определяется по формуле [143]

$$b = \frac{\alpha}{c\gamma \cdot \delta}, \quad (2.16)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(см²·°С);

$c\gamma$ – объемная теплоемкость, Дж/(см³·°С).

Согласно формуле (2.15) температура точек образца, находящихся на расстоянии 125 мм от сварного шва, не нагреваются выше 40 °С.

Постановка тепловой и механической задач требует разработки расчетной сетки. Согласно техническим характеристикам расчетного ядра ПО «Bazis» оптимальное количество объемных элементов в модели не должно превышать 35000 элементов и 8000 узлов, что позволит быстро решать тепловую и механическую задачи. На основании данных рекомендаций разработана расчетная сетка, представленная на рисунке 2.16, включающая в себя 30600 объемных тетраэдрических элементов и 7140 узлов в программе Visual Mesh. Точность метода конечных элементов зависит от характера построения сетки, использованной в анализе. Температура вокруг сварочной дуги выше, чем точка плавления материала, и резко понижается в областях, отдаленных от центра сварного шва. Чтобы получить достоверное температурное поле в области высоких температурных градиентов, необходимо иметь мелкую сетку конечных элементов, близко расположенных к центру сварного шва. Для снижения сложности и времени расчетов в области, расположенной вдали от центра сварного шва, допустимо увеличение размеров конечных элементов.

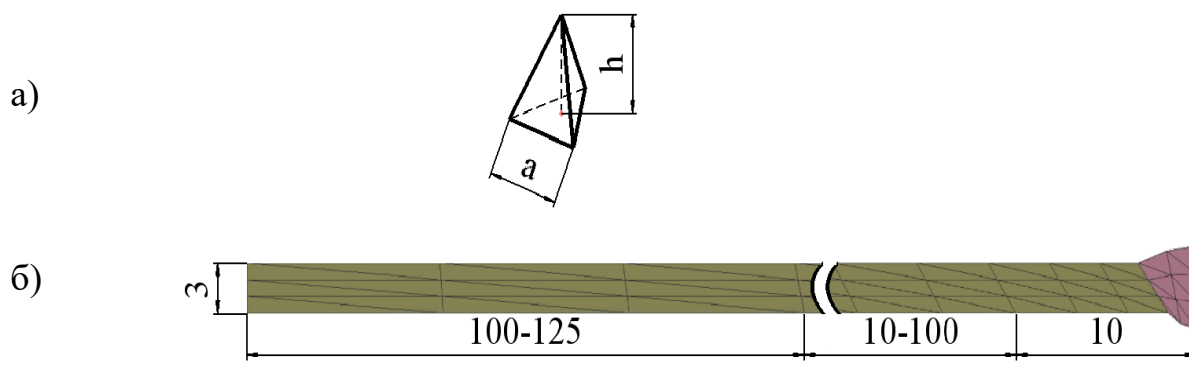


Рисунок 2.16 – Расчетная сетка: а – вид элемента; б – вид расчетной сетки

Изменение параметров элемента сетки a и h приведены в таблице 2.3.

Таблица 2.3 – Параметры элементов сетки

	0-10	10-100	100-125
h , мм	1,6-4,2	4,9-11,1	11,9-13,4
a , мм	1		

2.5 Начальные и граничные условия

Сварочная дуга преобразует электрическую энергию в тепловую. Основная часть тепловой мощности вводится в изделие на небольшом его участке, занятом электрически активным пятном. Остальная часть эффективной тепловой мощности вводится через прилегающие участки посредством лучистого теплообмена их с электрически активным пятном на электроде и столбом дуги, а также конвективного теплообмена с дуговым факелом.

Эффективная тепловая мощность сварочной дуги определяется зависимостью [142]

$$q=IU_{\delta}\eta_u, \quad (2.17)$$

где I – сварочный ток, А;

U_{δ} – напряжение на дуге, В;

η_u – эффективный КПД нагрева, для сварки неплавящимся вольфрамовым электродом $\eta_u=0,65-0,75$ [142].

Для выполнения расчета тепловой, металлургической, механической задач задан набор данных:

- расчетная сетка, геометрически описывающая свариваемые детали;
- теплофизические характеристики свариваемых материалов в зависимости от температуры и структуры;
- граничные и начальные условия процесса;
- режимы сварки;
- кинетическая диаграмма непрерывного охлаждения стали.

Уравнения (2.2) и (2.10) представляют собой линейные дифференциальные уравнения в частных производных второго порядка с переменными коэффициентами и имеют бесконечное множество решений. Для определения единственного решения необходимо задать граничные и начальные условия. Технология изготовления включает в себя сварку обечайки в сборочно-сварочном

приспособлении с обеспечением защиты корня сварного соединения защитным газом аргоном. Введение поддува защищает проплав от взаимодействия с окружающей средой и повышает его поверхностное натяжение для предупреждения образования прожога. А конвективный теплообмен за счёт поддува влияет на распределение температурных полей в обечайке при сварке. Согласно технологии сварки и конфигурации приспособления в расчетной сетке приняты следующие граничные условия:

1) в зоне закрепления заданы силовое воздействие (P) прижима и силы трения, возникающие от его действия между закреплением, пластиной и приспособлением, представленные на рисунке 2.17.

2) граничные условия 3-го рода: со стороны проплава на ширину канавки подвода защитного газа для поддува в 11 мм принят участок конвективной теплоотдачи за счёт поддува $\alpha_1 = f_1(T)$, остальные части заданы как контакт с металлическим основанием (теплопроводность) $\lambda = f_2(T)$ и конвективный теплообмен с воздухом $\alpha_2 = f_3(T)$, как показано на рисунке 2.17. Защита корня сварного соединения выполняется за счёт поддува, обеспечивающего защиту области металла, нагретого выше температуры $500\text{ }^{\circ}\text{C}$. Ширина зоны поддува определяется на основании расчёта температурных полей или замерами термического цикла при сварке с помощью термопар.

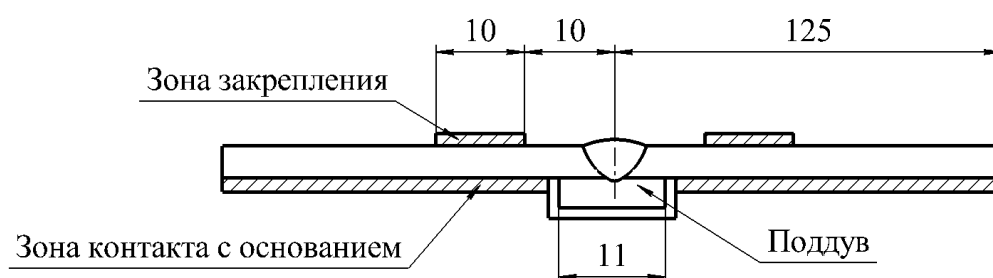


Рисунок 2.17 – Эскиз детали для описания граничных условий

Очевидно, что наличие закрепления и поддува корня сварного шва искажают температурные поля, ввиду большей локальной теплоотдачи в сравнении с

воздухом. В расчетной сетке это учтено за счёт её разделения на три зоны теплообмена: теплоотдача в основание приспособления, конвективный теплообмен с воздухом и участок поддува. Зависимость коэффициента конвективного теплообмена задана согласно данным [104, 143]. Расчёт коэффициента конвективного теплообмена за счёт поддува выполнен по формуле [142, 153]

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{r}, \quad (2.18)$$

где r – характерный геометрический размер, $r=0,25$ м;

Nu – число Нуссельта.

Для расчёта числа Нуссельта предварительно определено число Рейнольдса [153, 154]

$$Re_B = \frac{wd}{\nu}, \quad (2.19)$$

где w – средняя скорость течения воздуха, м/с;

d – эквивалентный диаметр канала, м;

ν – кинетическая вязкость воздуха при средней температуре, м²/с.

Ширина канала поддува составляет 11 мм, высота – 8 мм. Сначала рассчитана средняя скорость течения согласно

$$w = \frac{4 \cdot Q}{\pi d^2} \quad (2.20)$$

где Q – расход газа, $Q=5 \cdot 10^{-5}$ м³/с;

d – диаметр выходного сечения, $d=9,2 \cdot 10^{-4}$ м.

Поскольку число Рейнольдса имеет значение меньше $5 \cdot 10^5$, то режим течения является ламинарным, поэтому расчет числа Нуссельта проведен по следующему критериальному уравнению [142, 153, 154]

$$\overline{Nu} = 0,66 \cdot Re_B^{0,5} \cdot Pr_B^{0,33} \cdot \left(\frac{Pr_B}{Pr_{ст}} \right)^{0,25}, \quad (2.21)$$

где Pr – число Прандля;

Индексы «в» и «ст» указывают на то, что физические свойства теплоносителя принимаются при температурах воздуха и стенки соответственно.

Число Прандля рассчитывается по формуле [142, 153, 154]

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha}, \quad (2.22)$$

где α – температуропроводность, m^2/s .

Данные, полученные решением формул (2.18-2.22) на примере $300 \text{ }^\circ\text{C}$, приведены в таблице 2.4.

Таблица 2.4 – Результаты расчётов

$w, m/s$	Re_ϵ	Pr_B	$Pr_{ст}$	\overline{Nu}	$\alpha_{поддув},$ Вт/(мм ² ·°C)
0,75	298	0,703	0,674	10	0,0013

Коэффициент теплоотдачи в основание выбран из литературных источников [81, 104] $\alpha_{оснастка}=0,0018 \text{ Вт}/(\text{мм}^2 \cdot \text{°C})$. Принято допущение о неизменности пятна контакта прижима с деталью, т. к. усилие закрепления недостаточно для смятия неровности (шероховатости) поверхности пластины.

Учет конвективного теплопереноса в жидкой ванне связан с решением сложной задачи гидродинамики [155], поэтому влияние конвективного теплопереноса приближенно учитывали завышением теплопроводности, $\lambda = 0,17 \text{ Вт}/(\text{мм} \cdot \text{К})$ при температурах выше температуры плавления [156].

Зона потери устойчивости формы определена по формулам (2.6-2.9). Коэффициент линейного расширения принят $\alpha=12,8 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ для стали 30ХГСА

[157]. Последовательно выполнен расчет критической температуры для узлов по мере удаления перпендикулярно от оси шва. Далее последовательно сравниваются критическая температура и термический цикл точки на пластине при сварке. При превышении температуры нагрева критической ($T_{max} > T_{кр}$) принято, что рассматриваемый участок претерпевает потерю устойчивости формы. Определен участок потери устойчивости формы длиной 9,6 мм от оси шва до зоны закрепления. Для последующих расчётов расстояние t округлено до 10 мм. Примем допущение, что стержень во время сварки нагревается равномерно в микрообъеме. Результаты расчётов по формулам (2.6-2.9) приведены в таблице 2.5.

Таблица 2.5 – Результаты расчётов

$I_{min}, \text{мм}^4$	$i, \text{мм}$	ξ	$T_{кр}, ^\circ\text{C}$
3,97	0,75	26,7	1081

Решение тепловой задачи в ПО «Bazis» показало, что узлы, находящиеся на расстоянии 10 мм от оси шва, нагреваются до температуры 1059 °С, меньше $T_{кр}$.

Расстояние между зонами закрепления вдоль шва не должно привести к дефекту виде вспучивания, как показано на рисунке 1.3.

Максимальная температура между прижимами составила 676 °С согласно расчёту температурных полей в разделе 2.6. Зная $T_{кр}=676$ °С, получено максимальное допустимое расстояние между прижимами $l_{\text{между прижимами}}=14,7$ мм из формул (2.6-2.9).

Одна из трудностей формулировки механической задачи — это задание граничных условий, учитывающих механическое закрепление пластин. Существует несколько принципиальных типов закреплений [156]. На практике перед сваркой детали закрепляют в приспособлении с определённым усилием. Условия на границе образца можно задавать смешанными: как в терминах распределенной нагрузки, так и в терминах перемещений. Самым простым способом задать жёсткое закрепление является фиксация перемещений на участках

закрепления детали. Такая расчетная схема достаточно точна для сравнительного анализа и используется в настоящей работе.

В тонкостенных обечайках характерным типом деформации является «домик». Согласно методике Севбо П. И., приведенной в главе 1, определено усилие закрепления деталей при сварке, которое должно составлять $P=700$ Н (см. формулу (1.2)). Усилия закрепления заданы в диапазоне от 0 до 700 Н и разделены на три группы:

- первая группа: 0 Н имитирует сварку в свободном состоянии;
- вторая группа: 100-600 Н - сварка с адаптивной нагрузкой;
- третья группа: 700 Н – расчётное усилие закрепления.

Численные исследования с различными усилиями закрепления проведены на 8 образцах, их обозначения представлены в таблице 2.6.

Таблица 2.6 – Усилия закрепления, прикладываемые к образцам в начальный момент времени

Номер образца	1	2	3	4	5	6	7	8
Усилие прижима, Н	0	100	200	300	400	500	600	700

Весом пластин $1,5$ кг $\approx 14,4$ Н можно пренебречь, поскольку трение, создаваемое весом, не превышает 1% от общего значения силы трения.

Заданы следующие начальные условия модели:

1) Учтены температурные зависимости механических и теплофизических свойств рассматриваемой стали согласно [157], см. таблицу 2.7.

2) Структурные превращения заданы с учётом кинетической диаграммой непрерывного охлаждения, представленной на рисунке 2.18 [18].

3) Начальная температура окружающей среды принята равной 20 °С.

Сварка пластин выполнена неплавящимся электродом с подачей присадочной проволоки в соответствии с требованиями к обечайке. Согласно рекомендациям ПИ 1.4.75-2000 [158] начальные режимы сварки приняты: $I_{св}= 110-150$ А, $U_{д}=8-12$ В, $V_{св}=10-25$ м/ч, $V_{расх. \text{ защитного газа}}=6-7$ л/мин. Экспериментально

подобрана мощность источника нагрева, обеспечивающая геометрию сварного соединения подобную макрошлифам, представленным в разделе 3. Таким образом, приняты следующие режимы сварки: $I_{св}=155$ А, $U_{д}=16$ В, $V_{св}=0,12$ м/мин.

Таблица 2.7 – Механические и теплофизические свойства стали 30ХГСА [157]

T, °C	ρ , кг/м ³	λ , Вт/(м·°C)	E, ГПа	σ_B , МПа	$\alpha \cdot 10^6$, 1/°C
20	7850	39,4	200	1100	11,1
100	7850	39,4	190	1100	11,1
200	7850	39	180	1100	11,8
300	7850	37,7	170	980	13,4
400	7850	36	165	900	14,9
500	7850	34,8	160	690	14,9
600	7850	32,7	160	540	14,9
700	7850	30,2	160	175	14,9
800	7850	25,6	160	85	14,9

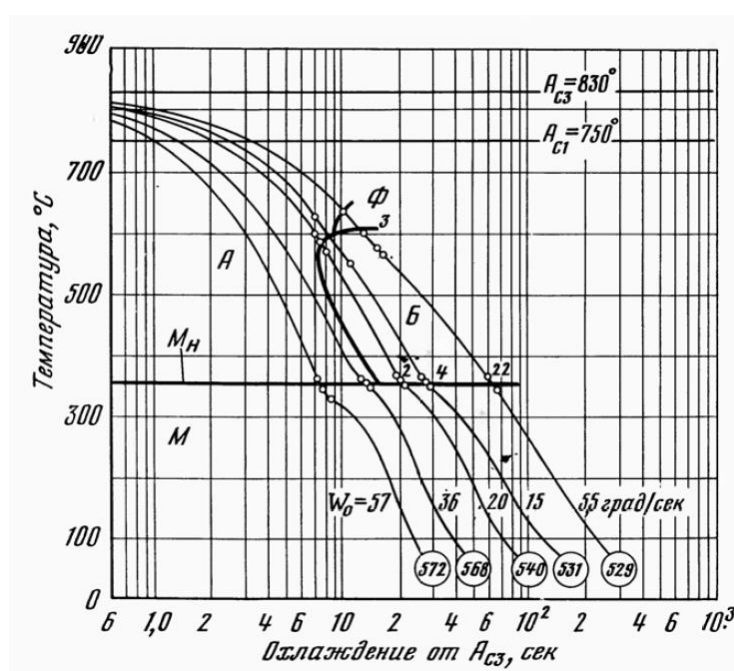


Рисунок 2.18 – Кинетическая диаграмма непрерывного охлаждения стали 30ХГСА

Тепловой баланс расчётный сетки состоит из

$$Q_{\text{общ}}=Q_1+Q_2+Q_3+Q_4 \quad (2.23)$$

Q_1 – нагрев пластин;

Q_2 – теплоотдача в оснастку;

Q_3 – конвективный теплообмен за счёт поддува;

Q_4 – конвективный теплообмен в воздух.

При расчётах изменения граничных условий учтены на каждом промежутке времени для обеспечения максимального сходства модели с технологией изготовления, как показано на рисунке 2.19. Согласно технологии сварки пластин время действия поддува равно 155 с: 125 с – осуществляется защита проплава, а остальные 30 с необходимы для остывания корня шва после окончания сварки. К 155 с поддув меняет характер теплообмена на конвективный теплообмен с воздухом. Теплопроводность контакта прижима с пластинами учтена в период действия закрепления. Для релаксации упругих деформаций в сборке отключается силовое воздействие прижима через 1000 с после окончания сварки, когда температура пластин составляет менее 100 °С.

Расчёты выполнены на стационарном компьютере с центральным процессором на 4 ядрах с 8 потоками Intel core i-7 4790К с оперативной памятью 16 Гб. Время расчетов для каждого из образцов, различающихся по величине усилия закрепления, см. в таблице 2.6, составило около 1,5 часов.

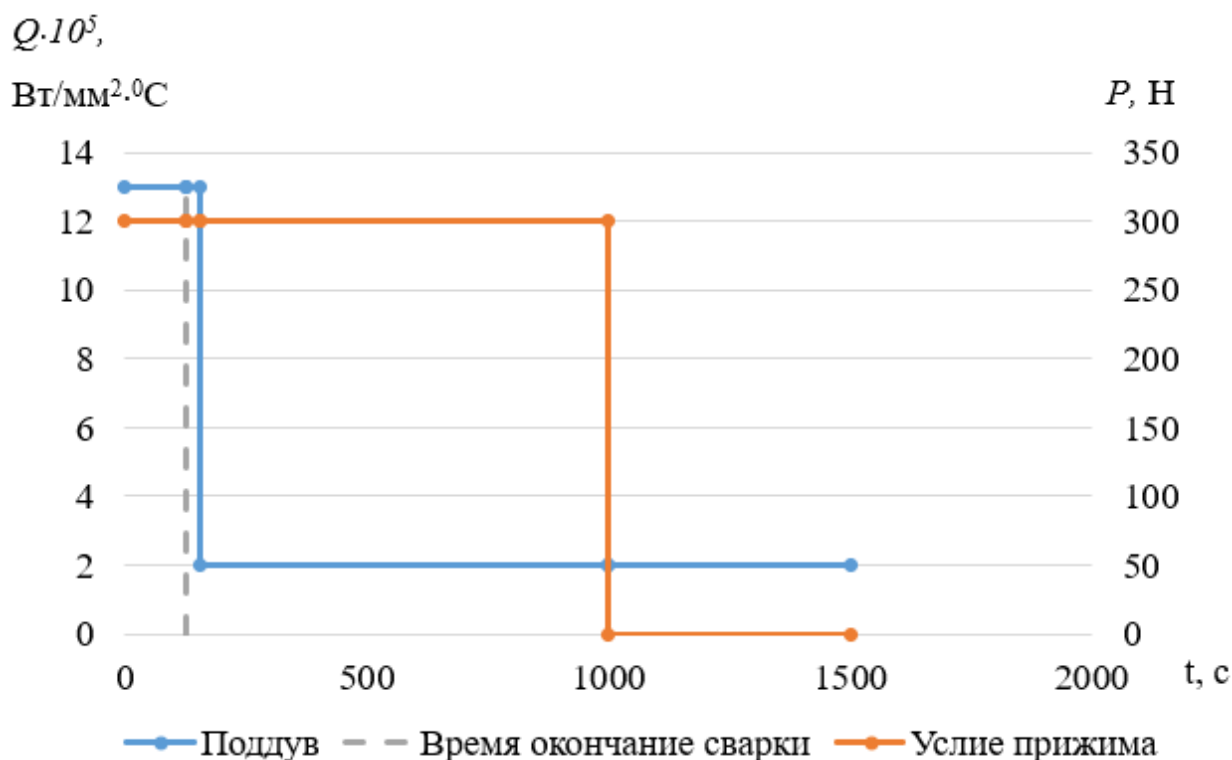


Рисунок 2.19 – График изменений граничных условий в процессе и после сварки на примере образцов с закреплением

2.6 Расчёт и анализ результатов моделирования

Распределение температурных полей в момент окончания сварки представлено на рисунках 2.20-2.21 согласно численным расчётам по дифференциальным уравнениям (2.2) и (1.8).

После сварки усадка металла в продольном и поперечном сечении шва практически не влияет на геометрические размеры конечной обечайки. Согласно циклу изготовления торцы обечайки обрабатываются механически, поэтому усадка вдоль шва не рассматривался критерием точности изготовления. Диаметр обечайки составляет $\varnothing 450$ мм (см. рисунок 2.12). На таком диаметре усадка в поперечном сечении шва практически не оказывает влияния на геометрические размеры изделия. Таким образом, значимые искажения диаметра обечайки вызываются деформациями по нормали к плоскости пластины, поэтому расчёты остаточных сварочных напряжений и деформации приведены для описанного направления.

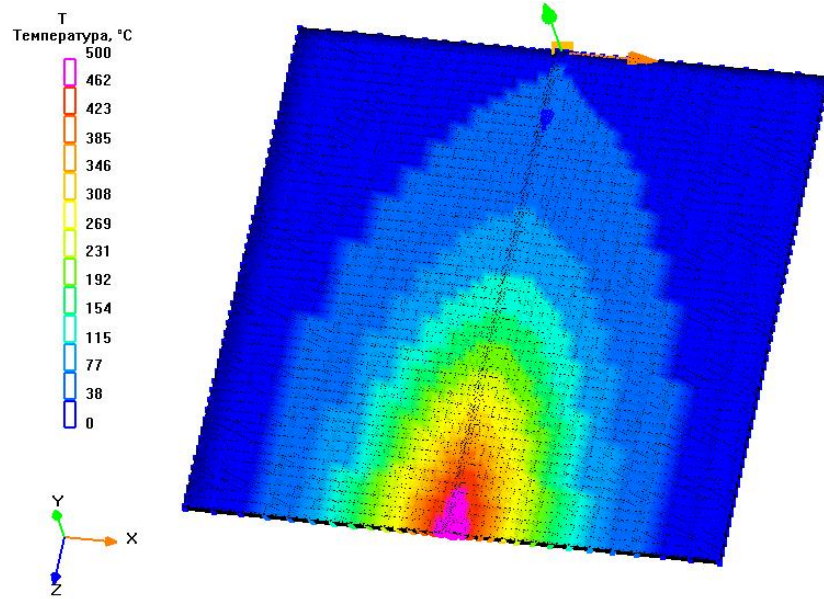


Рисунок 2.20 – Распределение температурных полей при сварке в свободном состоянии

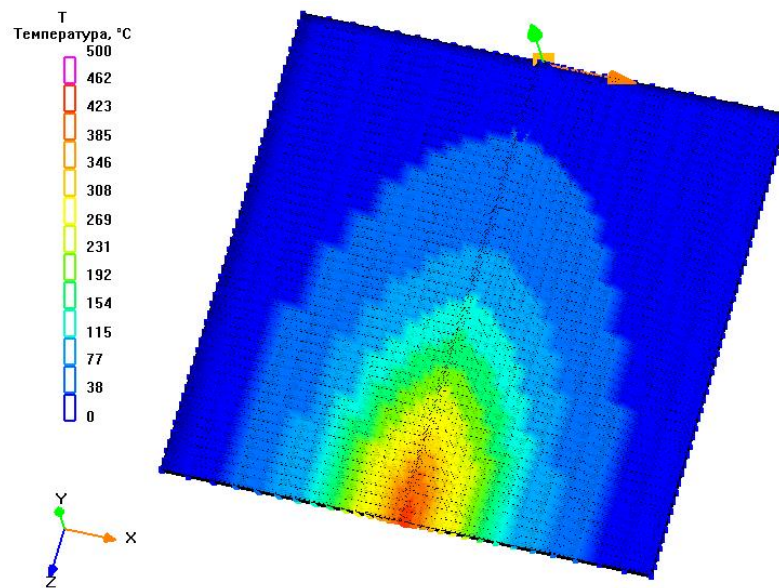


Рисунок 2.21 – Распределение температурных полей при сварке с применением закрепления

На рисунках 2.22-2.24 приведены результаты расчётов остаточных сварочных напряжений и деформации по нормали к плоскости пластины для образцов №1, 4, 7. Расчёты выполнены согласно дифференциальным уравнениям (2.10) - (2.13).

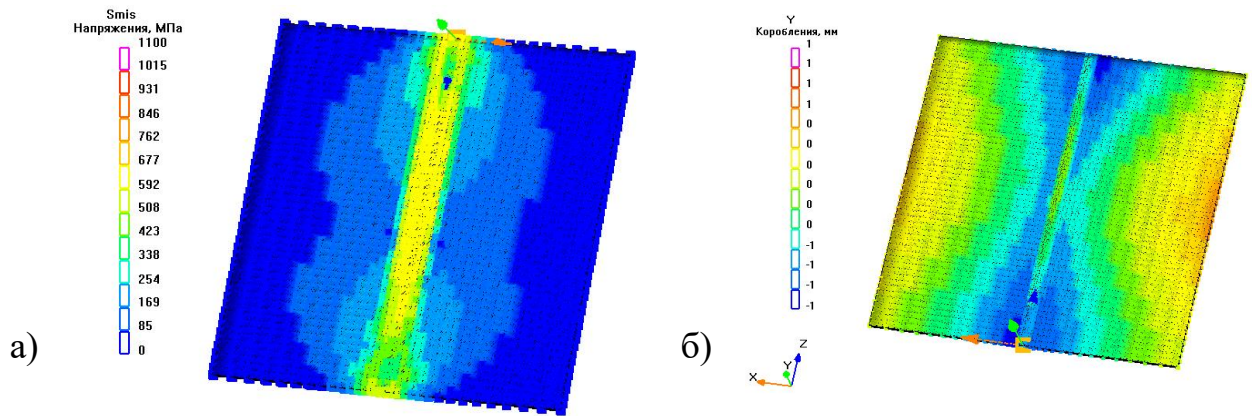


Рисунок 2.22 – Результаты расчётов образца №1 (свободное состояние):
а - остаточные напряжения; б – деформации

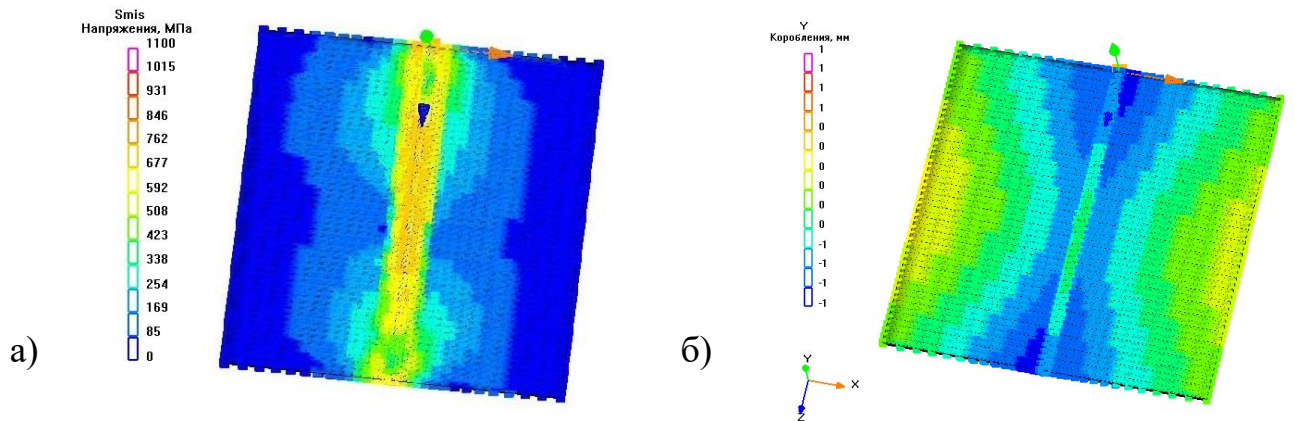


Рисунок 2.23 – Результаты расчётов образца №4 (усилие закрепления 300 Н):
а - остаточные напряжения; б – деформации

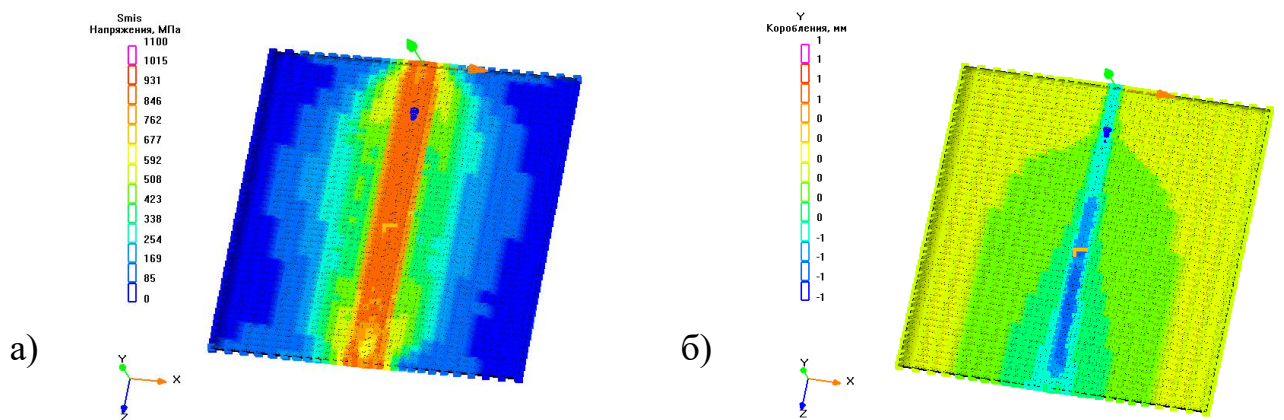


Рисунок 2.24 – Результаты расчётов образца №7 (усилие закрепления 600 Н – жесткое закрепление): а - остаточные напряжения; б - деформации

Результаты расчетов деформаций и остаточных напряжений для всех образцов представлены на рисунке 2.25.

Согласно расчетам, при усилиях прижима в диапазоне от 0 до 500 Н преобладают деформации $X_T > X_{ПУ}$ (см. рисунок 2.2), дальнейшее повышение усилия приводит к потере устойчивости формы в области между прижимами, и деформация в этой области становится больше, чем на краях пластины, т.е. $X_T < X_{ПУ}$. Деформации X_T и $X_{ПУ}$ являются суммой продольных и поперечных деформаций.

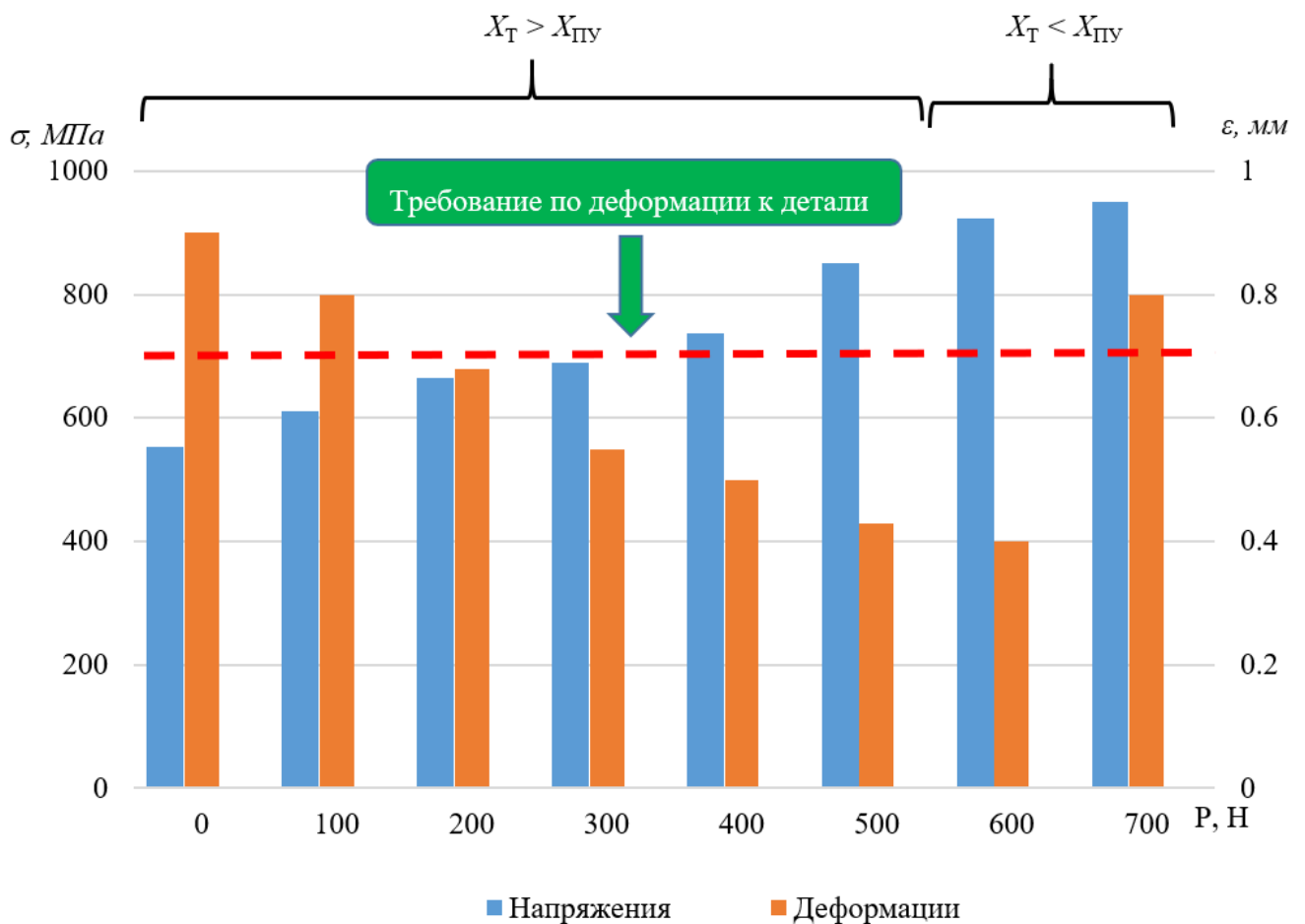


Рисунок 2.25 – Изменение максимальных напряжений (σ) и деформаций (ε) в зависимости от усилия закрепления (P)

Из рисунка 2.25 видно, что максимальное остаточное напряжение, равное 950 МПа, наблюдается в образце №8 (при жёстком закреплении), что соизмеримо с пределом прочности стали 30ХГСА при температуре 20 °С (см. табл. 2.7).

Такое остаточное напряжение снижает прочность сварного соединения и может привести к образованию холодных трещин. При усилии прижима в начальный момент времени в интервале 300–600 Н деформации не превышают допустимого значения $[\varepsilon] = 0,7$ мм, предъявляемого к обечайке. Начиная с усилия закрепления в 500 Н уровень остаточных напряжений повышается скачкообразно, что отрицательно скажется на технологической прочности сборки. При усилиях 600-700 Н наблюдается местная потеря устойчивости формы, что сопровождается увеличением уровня остаточных деформаций. Если гистограмму на рисунке 2.25, трансформировать в линейные зависимости $\sigma = f_1(P)$; $\varepsilon = f_2(P)$, то видно, что в интервале усилий прижима $P = (300-400)$ Н достигается рациональное соотношение напряжений и деформаций.

Согласно формуле (2.17) эффективная мощность сварочной дуги составляет $q=1736$ Дж. Используя данное значение в уравнении (1.3), получена расчётная эффективная мощность, равная $q_p=24,1 \cdot 10^9$ Дж/м³. При отсутствии закрепления деталей, свариваемых встык, угловая деформация составит 0,35 градусов (см. рисунок 1.7). Расчётные данные показали, что при сварке в свободном состоянии образцы деформировались на 0,9 мм. В пересчете на угловое значение деформация составила 0,41 градуса. Расхождение расчётных данных с литературными рекомендациями не превысило 15%.

Аналогичный расчёт напряженно-деформированного состояния выполнен для тонколистовых пластин толщиной 2 и 4 мм при идентичных начальных и граничных условиях. Изменение максимальных напряжений и деформаций в зависимости от отношения усилия закрепления P_i к расчётному усилию закрепления P_{max} (см. уравнение (1.2)) приведены на рисунках 2.26 и 2.27 соответственно.

На рисунках 2.26 и 2.27 наблюдаются характерные области минимальных остаточных деформаций для всех толщин. Характер изменения остаточных сварочных напряжений и деформаций для пластин толщиной 3 и 4 мм подобен, а для 2 мм смещен в область меньших усилий ввиду низкой жесткости пластин.

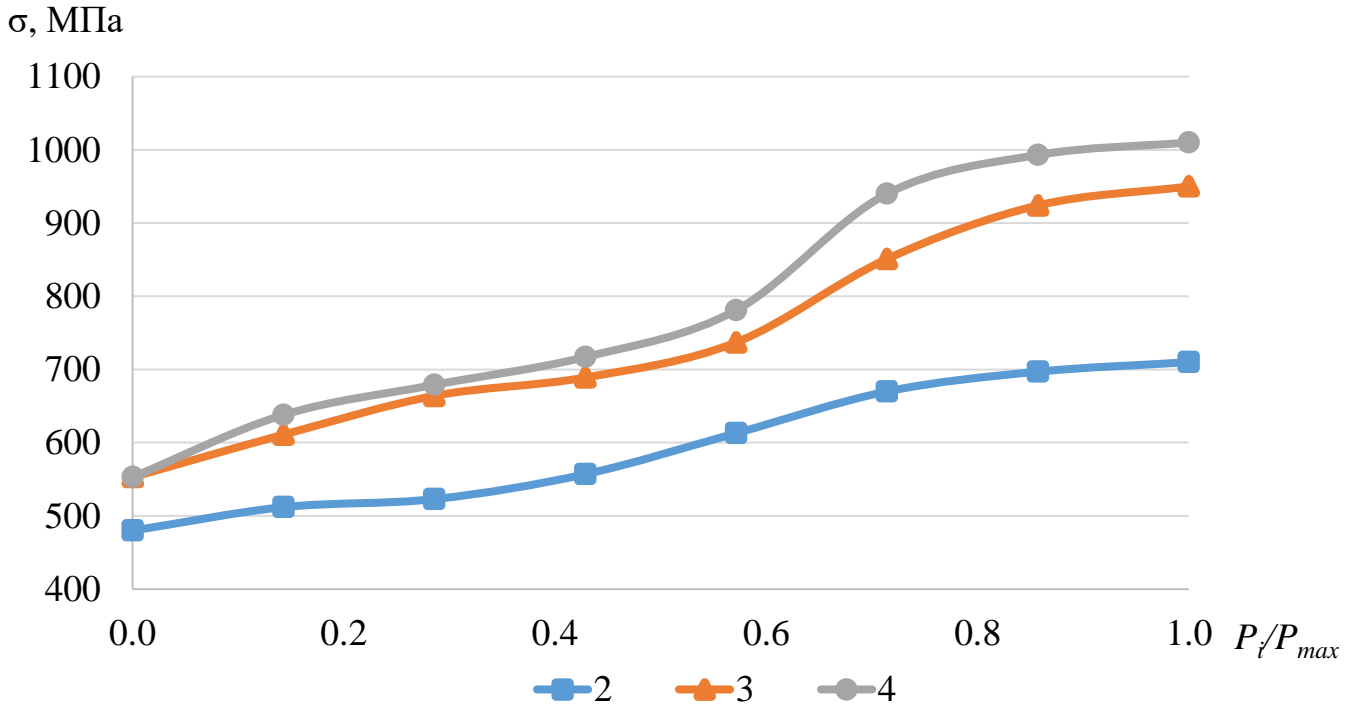


Рисунок 2.26 – Изменение максимальных напряжений в зависимости от отношения P_i/P_{max} для пластин толщиной 2, 3 и 4 мм

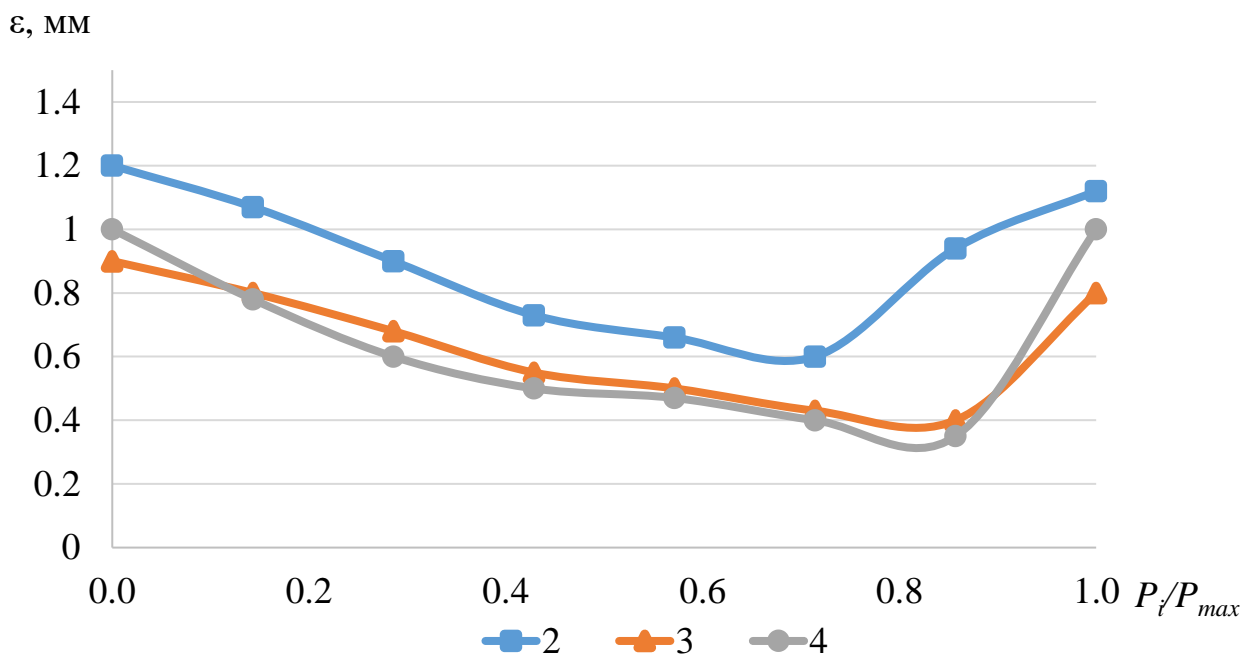


Рисунок 2.27 – Изменение максимальных деформаций в зависимости от отношения P_i/P_{max} для пластин толщиной 2, 3 и 4 мм

Усилие адаптивной нагрузки равное 500 и 900 Н приводит к скачкообразному повышению внутренних напряжений на 16-20% при толщинах конструкции 3 и 4 мм соответственно. Потеря устойчивости формы поверхности наступает при усилиях закрепления 300, 600 и 1100 Н для толщин 2, 3, 4 мм соответственно. При толщине конструкции в 2 мм наблюдается выраженное увеличение деформации, составившее 56%, при этом внутренние напряжения повышаются плавно из-за меньшей жёсткости конструкции. Расхождение областей потери устойчивости формы и остаточных напряжений, соизмеримых с пределом прочности, связаны с погонной энергией сварки и жесткостью самих пластин.

2.7 Выводы по главе 2

1 Разработана физическая модель напряжённо-деформированного состояния тонколистовых конструкций в зоне сварного соединения, учитывающая напряжения при фазовых превращениях и термические напряжения, возникающие в процессе дуговой сварки. В модели обеспечено рациональное соотношение остаточных сварочных напряжений и деформаций в тонколистовой обечайке на основе баланса упругих и пластических деформаций в зоне сварного шва. Предложено снижение уровня остаточных сварочных деформаций путем закрепления области сварного соединения с адаптивной нагрузкой.

2 Предложен способ снижения напряженно-деформированного состояния, основанный на применении закрепления с адаптивным характером на основе разработанной физической модели, которая реализована путем конечно-элементного моделирования.

3 Указаны и обоснованы следующие допущения и упрощения:

- вместо модели двойного эллипсоида Голдака применён сферический источник нагрева;
- воздействие прижима разбито на две составляющие и учитывается в расчетной сетке как повышенная жесткость части узлов;
- при расчетах не учитывается вес сборки;

- применена безмоментная теория, позволяющая исследовать напряженно-деформированное состояние обечайки с продольным сварным соединением на пластинах, свариваемых в стык;

- коэффициент трения между прижимом и деталью принят постоянным.

4 На основании расчетов исследовано распределение остаточных напряжений и деформаций:

- выявлено, что картина напряжённо-деформированного состояния изменяется нелинейно и зависит от условий закрепления области стыкового соединения;

- определен интервал усилий закрепления, при котором и деформации и остаточные напряжения не превышают допустимых значений;

- при усилиях закрепления 600–700 Н наблюдается потеря устойчивости формы в области зоны термического влияния, а также остаточные напряжения соизмеримы с пределом прочности стали, что отрицательно сказывается на технологической прочности обечайки;

- выявлено, что при усилиях закрепления в интервале 300–400 Н наблюдается удовлетворительная картина напряженно-деформированного состояния. Допустимый уровень деформаций позволяет исключить из технологического цикла изготовления термическую калибровку. При этом уровень остаточных напряжений не превышает предельного значения, при котором нарушается местная устойчивость свободного от закрепления участка.

5 На основе физической модели определен рациональный интервал усилий закрепления в зоне сварного соединения для минимизации деформаций в тонколистовых конструкциях. Установлена зависимость напряженно-деформированного состояния от усилия закрепления и геометрии свариваемых деталей. Характер изменения остаточных сварочных напряжений и деформаций для пластин толщиной 3 и 4 мм подобен, а для 2 мм смещен в область меньших усилий ввиду низкой жесткости пластин. Усилие адаптивной нагрузки равное 500 и 900 Н приводит к скачкообразному повышению внутренних напряжений на 16-20% при толщинах конструкции 3 и 4 мм соответственно. Потеря устойчивости формы поверхности наступает при усилиях закрепления 300, 600 и 1100 Н для толщин 2, 3, 4 мм соответственно.

ГЛАВА 3. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ ЗАКРЕПЛЕНИЯ НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ СБОРКИ

В третьей главе выполнена проверка численных расчетов путем натурального эксперимента: разработана и реализована методика проведения эксперимента по определению усилия прижатия пластин и деформаций деталей в сварочном приспособлении, и выполнен контроль качества сварных соединений на основе анализа результатов механических испытаний, радиографического контроля и металлографических исследований сварных образцов.

3.1 Методика выполнения эксперимента

Сварка выполнена на 6 пластинах (3 образцах) из стали 30ХГСА ГОСТ 11268-76 размерами 3x125x250 мм. Перед сваркой произведена пескоструйная обработка пластин для очистки от ржавчины, масел и других загрязнений. Режимы сварки выбраны согласно расчётной модели. На дополнительной паре пластин проверены режимы сварки по обеспечению гарантированного провара корня сварного соединения, и соответствие конструктивных элементов сварного соединения требованиям ГОСТ 14771-76. Образцы сварены механизированной сваркой в защитных газах неплавящимся электродом с подачей присадочной проволоки на прямой полярности: ток 155 А, напряжение 13 В, расход газа для защиты сварочной ванны 11-12 л/мин, расход газа в поддув 3 л/мин, скорость сварки 0,12 м/мин, скорость подачи проволоки 0,28 м/мин. В качестве защитного газа для сварочной ванны и корня сварного соединения применён аргон высшего сорта по ГОСТ 10157-2016. На каждой пластине на расстоянии 20 мм от кромки штангенциркулем ШЦ-II-250-0,1 ГОСТ 166-89 нанесены риски для оценки усадки образца в поперечном направлении, как показано на рисунке 3.1. Нанесенные риски, как разновидность способа делительной сетки, позволяют оценить только начальное и конечное

состояние пластин. Изучение распределения упругих деформаций в металле методом делительных сеток невозможно, поскольку обычно величина упругих деформаций не превышает 1% [159]. Так как точность изготовления обечайки определяется после сварки, промежуточные упругие деформации не учитывались при проведении эксперимента. Свариваемые кромки на расстоянии 15-20 мм от стыка обработаны хлопчатобумажной ветошью, смоченной техническим ацетоном ГОСТ 2768-74. Зазоры и смещения кромок, согласно замерам, не превысили 0,1 мм. К пластинам приварены выводные планки для исключения вероятности образования непровара в начале шва, выведения кратера и обеспечения равномерного зазора по всей длине пластины. Зазор между электродом и пластинами выставлен универсальным шаблоном сварщика УШС-3 ТУ 102.338-83. Для измерения термического цикла сварки посредством бесконтактного инфракрасного пирометра ДТ-8862 на всех образцах кернением отмечена одна и та же точка А согласно рисунку 3.1. Замеры температуры выполнены с разрывом по времени, равным 5 с. Технические характеристики пирометра приведены в таблице 3.1.

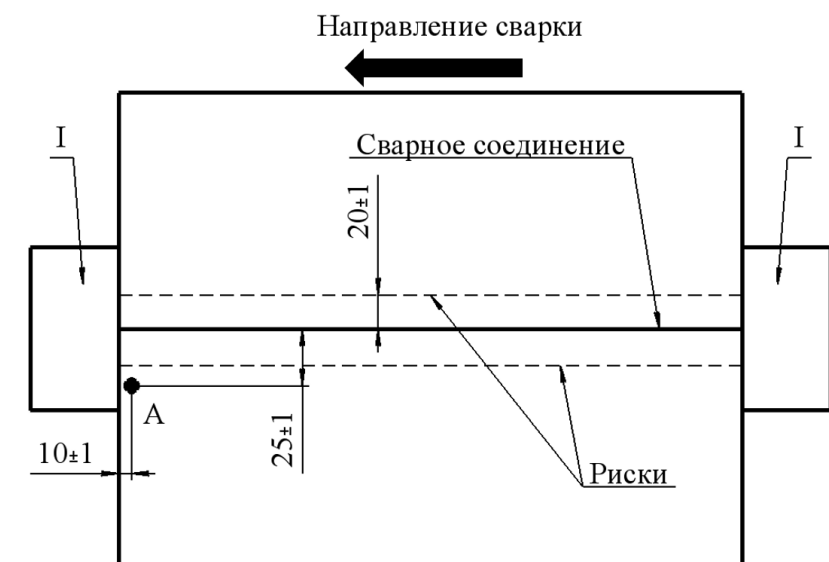


Рисунок 3.1 – Место измерения термического цикла сварки: А – точка замера температурного цикла; I – выводные планки

Таблица 3.1 - Технические характеристики пирометра DT-8862

Диапазон измерения температуры	-50 до 650 °С
Оптическое разрешение	12:1
Коэффициент излучения	0,1-1,0
Быстродействие	150 мс
Точность фокуса	
20-300 °С	1,0 % или $\pm 1,0$ °С
300-650 °С	1,5 %
Повторяемость	
20-650 °С	0,5% или $\pm 0,5$ °С
Спектральная чувствительность	8-14 мкм

Температура окружающего воздуха до сварки составила 20 °С. Сварка образцов выполнена на одинаковых режимах, но с различными усилиями каждого прижима: 0 (имитирующий сварку в свободном состоянии), 300 (применение адаптивного закрепления) и 600 Н (жесткое закрепление), что соответствует образцам №1, 4 и 7. Сварка каждого образца выполнена после остывания приспособления до температуры 20 °С для исключения погрешности, связанной с остаточным нагревом приспособления после сварки предыдущего образца.

По окончании сварочных работ выполнен визуально-измерительный контроль качества сварных соединений на отсутствие дефектов сварки (соответствие конструктивных элементов сварного соединения требованиям ГОСТ 14771-76, отсутствие наплывов, непровара, подрезов, прожога, трещин и т.д.). Радиографический контроль по ГОСТ 7512-82 при классе чувствительности 3 показал отсутствие внутренних дефектов сварки (пор, несплавлений, трещин и т. д.).

Далее проведены металлографические исследования структуры металла шва и околошовной зоны, и выполнены испытания на статические растяжение и изгиб в произвольных сечениях, как описано в разделе 2. В исследовании участвовали

образцы, вырезанные из одного листа. Поэтому дополнительно изучены механические свойства основного металла на статическое растяжение по типу I ГОСТ 1497-84 и статический изгиб ГОСТ 14019-2003 по 3 образца на каждое испытание, что позволило сравнить разупрочнение, вносимое процессом сварки.

3.2 Оборудования для проведения исследований

Сварочный пост для исследования включает в себя промышленный инверторный источник питания Lorch V50, механизм подачи присадочной проволоки Feed 1, сварочную горелку AUT WIG 400W, обеспечивающую широкий диапазон сварочного тока при длительной работе без перерыва, сварочную колонну Carpano ZA20A20A/SP, шкаф управления и сварочный стол, на который устанавливается сварочное приспособление.

Сборка и сварка плоских пластин выполнены в сборочно-сварочном приспособлении, обеспечивающем защиту корня сварного соединения за счёт поддува, позиционирование стыка пластин по центру канавки. Прижатие свариваемых образцов во время сварки согласно предложенной схеме закрепления. Объемная модель приспособления с установленными образцами приведена на рисунке 3.2.

Прижатие пластин осуществляется с помощью усилий, формируемых эксцентриковыми кулачками (6) 7013-0175 ГОСТ 9061-68. Базирование пластин относительно центра выполнено неподвижными упорами (1). Расстояние от оси шва до прижимов составило 10 ± 1 мм. Пластины (3) длиной 250 мм зафиксированы в оснастке 4 прижимами (2), по 2 на каждую сторону, зазор между двумя ближайшими составил 4 мм. Участок контакта прижима с деталью составил 10 мм. Защитный газ подведен по каналу (4) с торца основания приспособления к центральной канавке шириной 11 мм. Канавка имеет наплавленный слой медного сплава (5), исключаящий прилипание расплавленного металла корня шва при сварке к приспособлению. Для обеспечения защиты корня сварного соединения

через отверстия в канале подается аргон. Адаптивный характер обеспечивается за счет блока пружины (7), расположенной под прижимом (2).

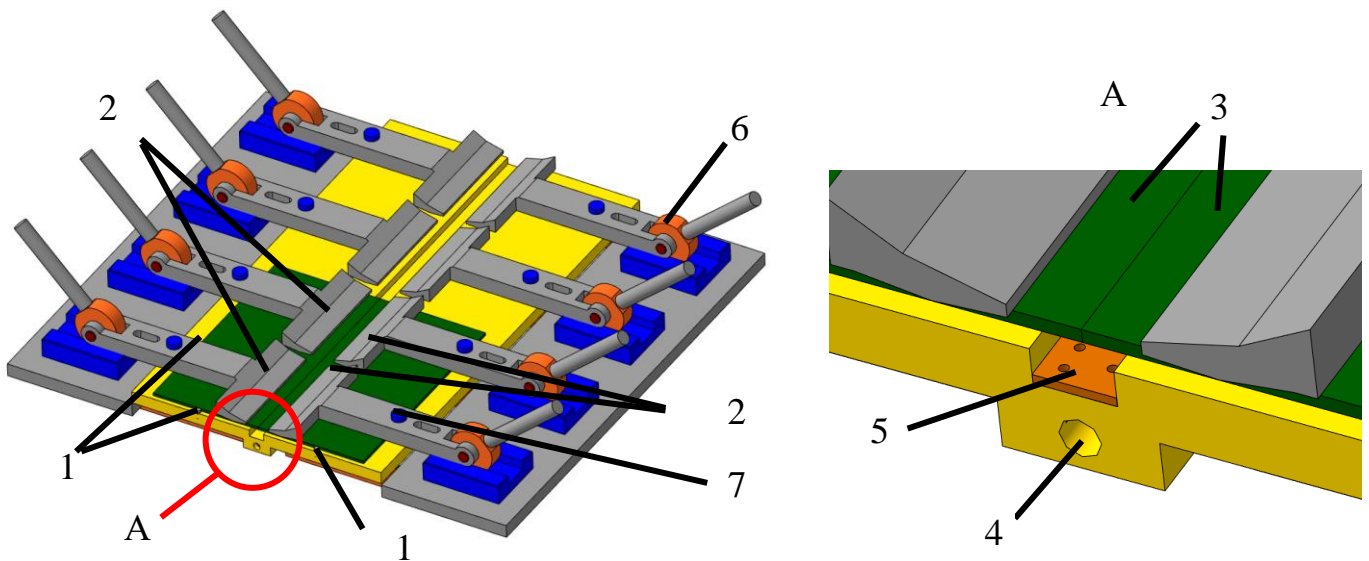


Рисунок 3.2 – Объемная модель приспособления:

1 – упор; 2 – прижимы; 3 – свариваемые пластины; 4 – канал подвода защитного газа; 5 – медный слой; 6 - эксцентриковый кулачок; 7 – пружинный блок

Усилие закрепления сварочного приспособления определено с помощью конусной пружины жесткостью 66,7 Н/мм. Измерено укорочение пружины, определяющее максимальное усилие, выдаваемое прижимом по формуле [136]

$$F = -k\Delta l, \quad (3.1)$$

где k – жесткость пружины, Н/мм;

Δl – укорочение пружины, мм.

При сварке в защитных газах неплавящимся электродом с подачей присадочной проволоки в качестве неплавящегося электрода применён вольфрамовый электрод ЭВИ-1 ГОСТ 23949-80. Длина дугового промежутка установлена с помощью УШС-3, составившая 2 мм.

Рентгенографический контроль образцов выполнен на рентгеновском аппарате Bosello XRG 225HP/11.

3.3 Результаты экспериментального исследования

Расчетный и фактический температурные циклы для образцов №1, 4, 7 в точке А (см. рисунок 3.1) представлены на рисунках 3.3 и 3.4. Расчётные термические циклы у образцов №4, 7 совпадают, поскольку тепловые граничные условия идентичны.

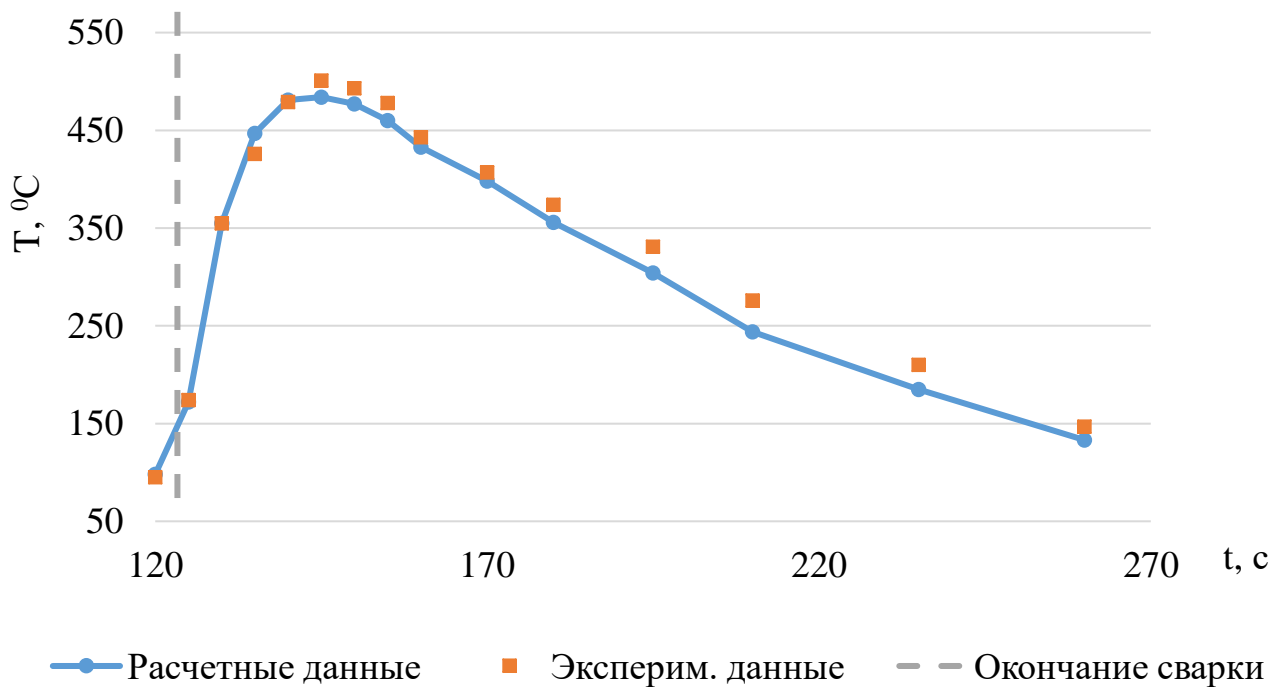


Рисунок 3.3 – Расчетный и фактический температурные циклы для образца №1

Отклонение расчётных и фактических значений составило не более 10,5%. Возможной причиной расхождения могут быть колебания химического состава стали 30ХГСА по ГОСТ 11268–76, что напрямую влияет на теплофизические свойства материала.

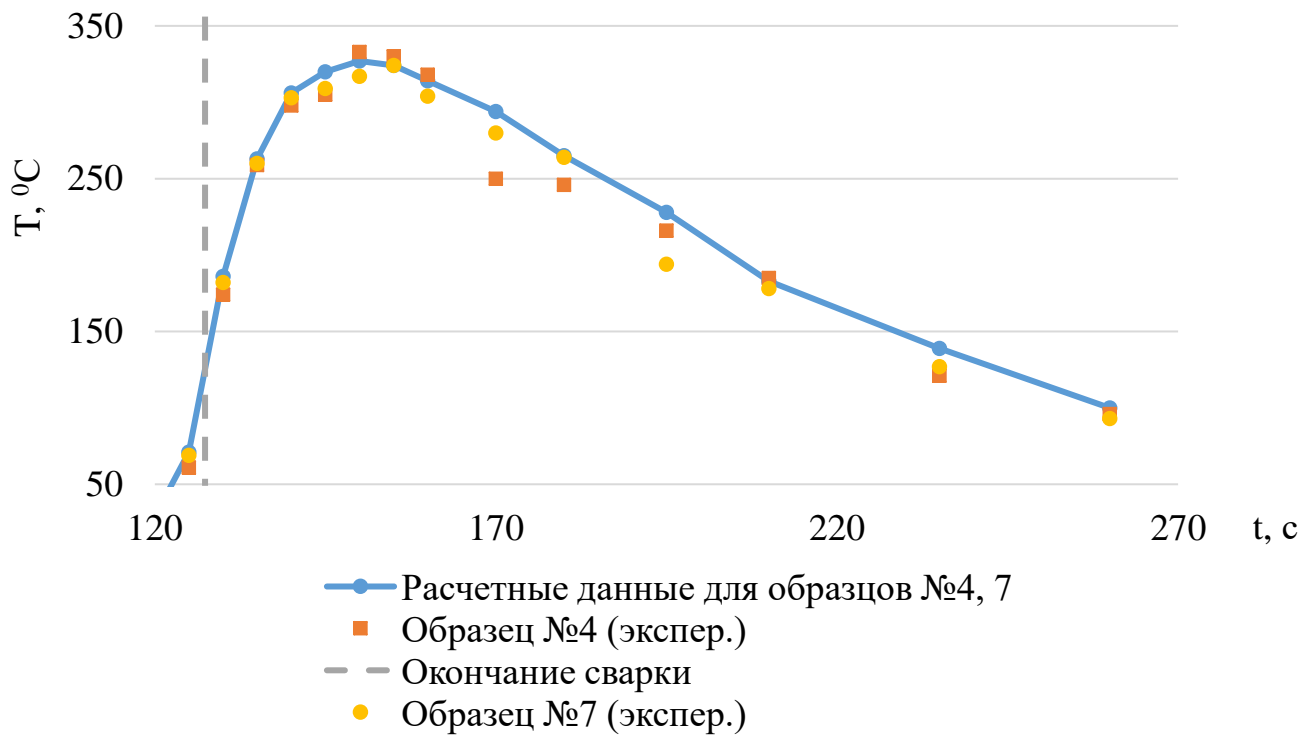


Рисунок 3.4 – Расчетный и фактический температурные циклы для образцов №4, 7

7

Зафиксированы поперечная усадка образцов по рискам, описанная в разделе 3.1, и деформации, как показано на рисунке 2.2. Результаты измерений приведены в таблице 3.2.

Таблица 3.2 - Результаты деформаций образцов

№ образца	Усилие закрепления, Н	Поперечная усадка, мм	Деформации, согласно рис. 2.2, мм
1	0	1	1 (X_T)
4	300	0,35	0,6 (X_T)
7	600	0,1	0,5 ($X_{ПУ}$)

Максимальная поперечная усадка в 1 мм зафиксированная в образце №1, на диаметре изделия $\varnothing 450$ мм практически не оказывает влияния на геометрию

обечайки. Точность сборки зависит от деформаций X_T и $X_{ПУ}$. Сравнение результатов расчётных и экспериментальных данных приведено на рисунке 3.5.

Согласно рисунку 3.5 отклонение составило не более 20%. В образцах №4 и 7 деформации не превышают 0,7 мм, что соответствует предъявляемым требованиям.

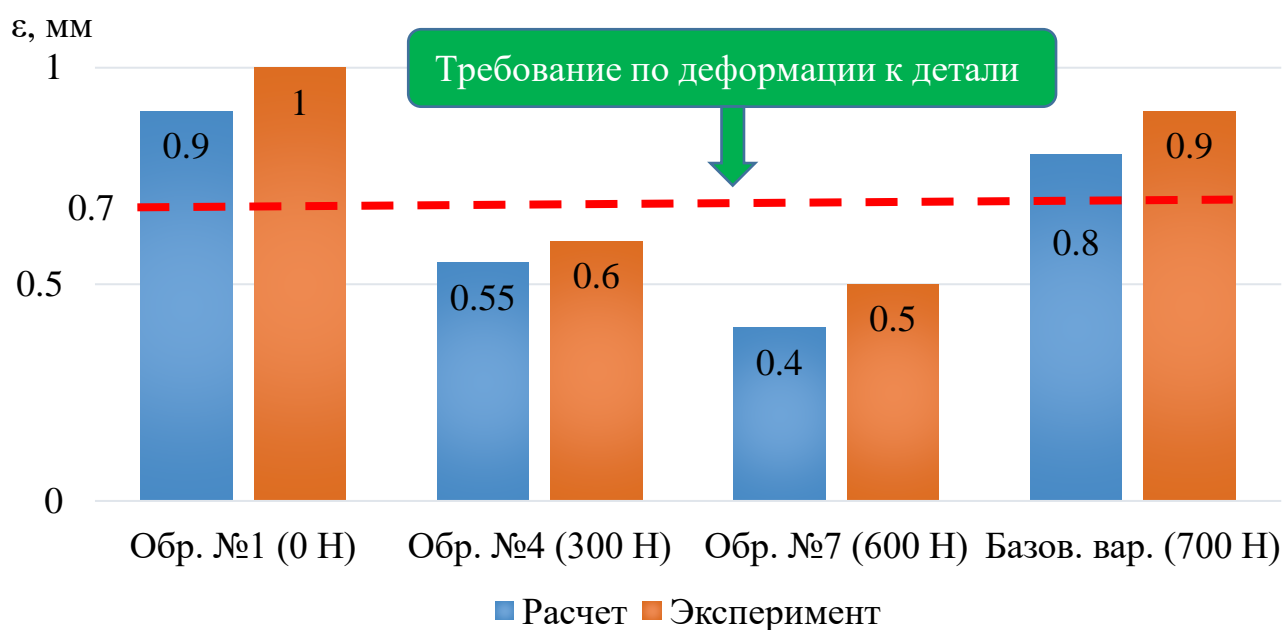


Рисунок 3.5 – Результаты расчётных и экспериментальных данных

Усредненные значения временного сопротивления и угла изгиба приведены на рисунке 3.6 и 3.7.

Результаты механических испытаний образцов №1 и 4 соответствуют предъявляемым требованиям до выполнения термической обработки для снятия внутренних напряжений (угол изгиба не ниже 150 градусов, временное сопротивление не ниже 0,9 от временного сопротивления основного металла см. раздел 2).

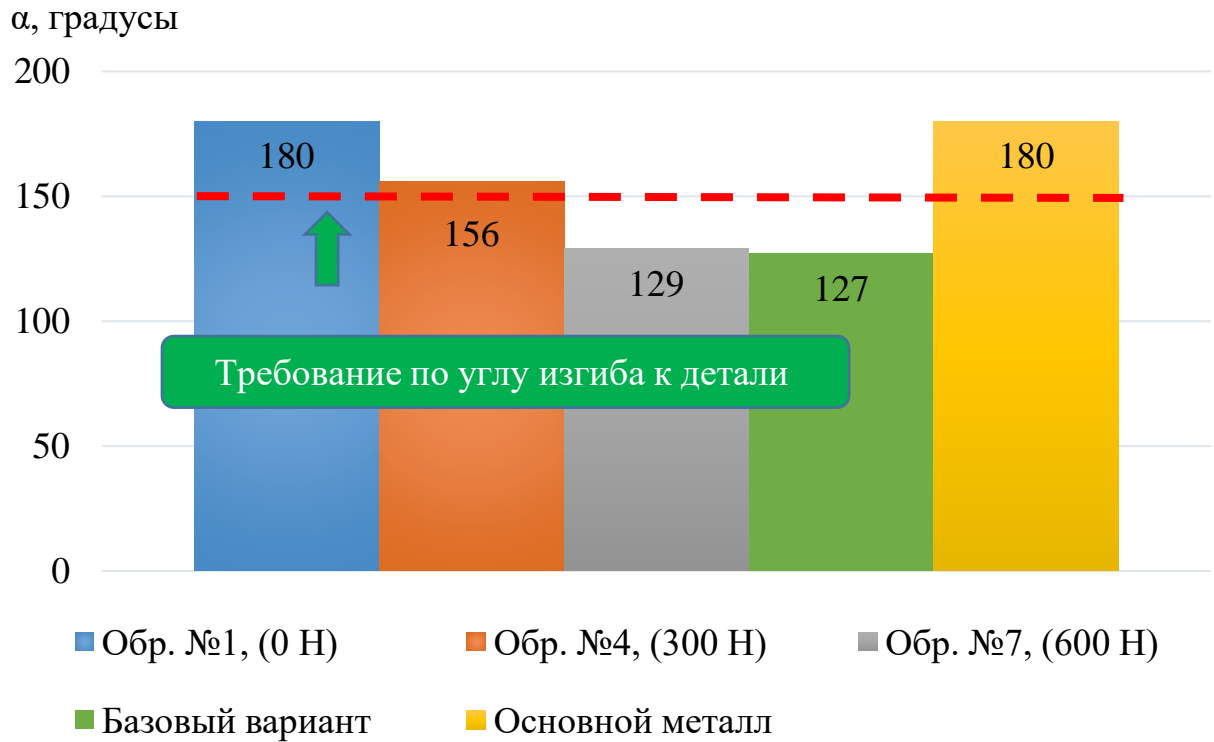


Рисунок 3.6 – Усредненные результаты испытания на статический изгиб в градусах

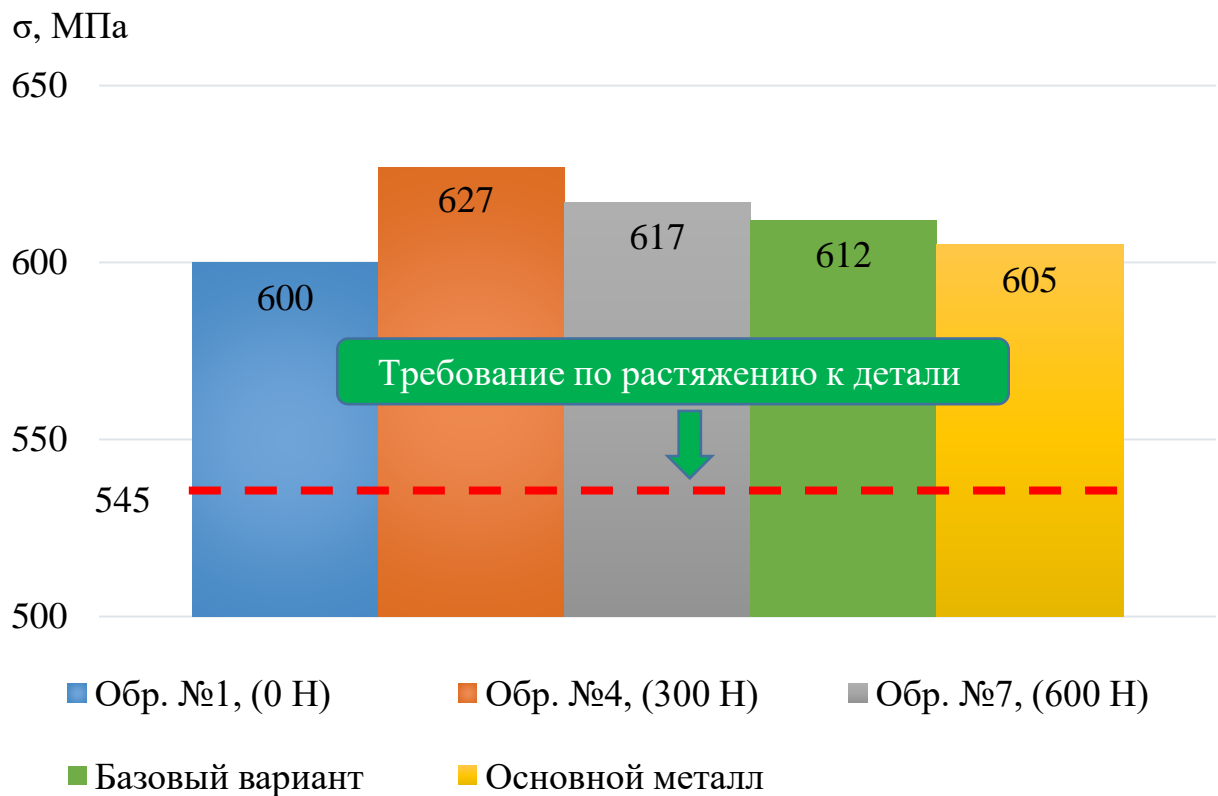


Рисунок 3.7 – Усредненные результаты испытания на статическое растяжение в МПа

Применение адаптивного закрепления позволило увеличить угол изгиба по сравнению с жестким закреплением на 28%. Вероятно жесткое закрепление способствовало образованию микроучастков с пиковыми внутренними напряжениями, структурных дефектов, являющихся концентраторами и центрами зарождения трещины. На основании исследования образец №4 с адаптивной нагрузкой соответствует всем требованиям, предъявляемым к обечайке, без дополнительных технологических операций.

Микроструктуры сварных швов и зон термического влияния образцов №1, 4, 7 представлены на рисунках 3.8–3.16.



Рисунок 3.8 – Микроструктура сварного шва образца №1

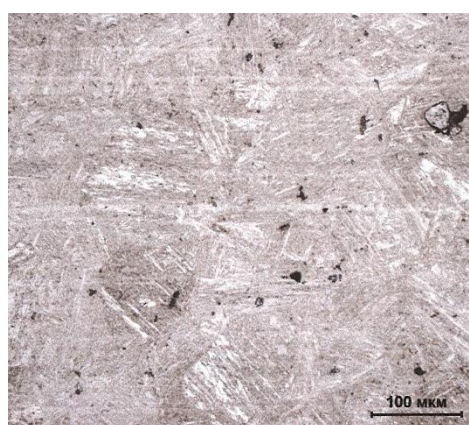


Рисунок 3.9 – Микроструктура участка перегрева образца №1



Рисунок 3.10 – Микроструктура участка неполной рекристаллизации образца №1

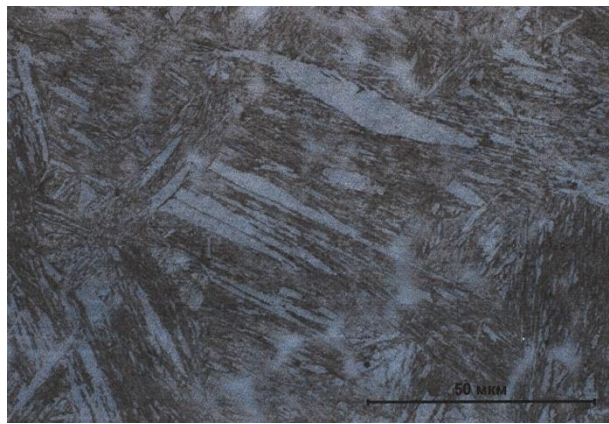


Рисунок 3.11 – Микроструктура сварного соединения образца №4



Рисунок 3.12 – Микроструктура участка перегрева образца №4



Рисунок 3.13 – Микроструктура участка неполной рекристаллизации образца №4

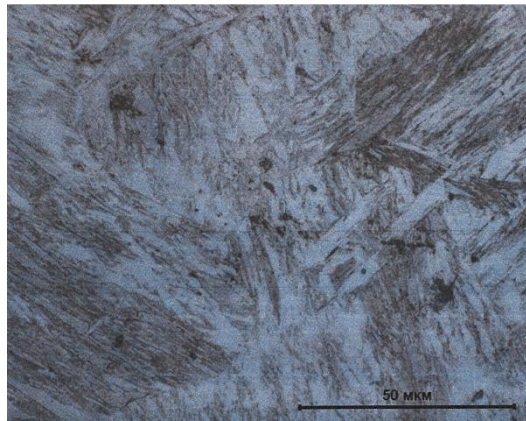


Рисунок 3.14 – Микроструктура сварного соединения образца №7



Рисунок 3.15 – Микроструктура участка перегрева образца №7



Рисунок 3.16 – Микроструктура участка неполной рекристаллизации сварного соединения образца №7

В образце №7 сформировалось больше закалочных структур (см. рис. 3.14) в сравнении с другими образцами (см. рис. 3.8 и 3.11), о чём свидетельствует выраженная игольчатая структура. Структура участков перегрева и неполной рекристаллизации в образцах №4 и 7 практически идентичны. Это объясняется тем, что погонная энергия сварки и граничные условия в образцах идентичны. Условия отвода теплоты при кристаллизации значительно влияют на форму зёрен [160]. Кристаллы растут преимущественно в направлении, обратном отводу тепла. Поэтому при направленном теплоотводе в образцах №4 и 7 образовались вытянутые (столбчатые) кристаллы из-за интенсивного теплоотвода в прижим. Это связано с применением прижимов при сварке, теплоотвод которых практически в 90 раз превышает конвективный теплообмен в воздух (см. раздел 2).

В сварном соединении и зоне термического влияния выполнены замеры твердости, как показано на рисунке 3.17. Результаты замеров твердости представлены в таблице 3.3.

Из таблицы 3.3 следует, что образцы №4 и 7 имеют большую твердость сварного соединения. Большой теплоотвод привёл к увеличению закалочных структур, что подтверждается результатами механических испытаний сварных соединений (см. рисунки 3.6 и 3.7).

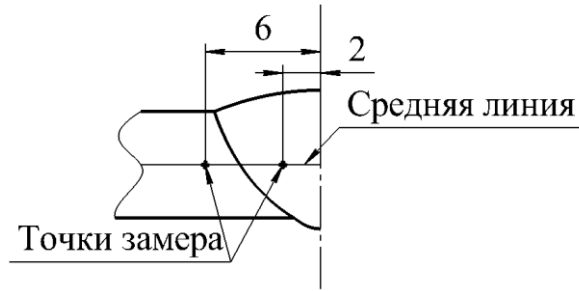


Рисунок 3.17 – Схема замеров твердости

Таблица 3.3 – Твердость сварного соединения и зоны термического влияния, замеренная методом Роквелла, HRC

№ образца	Твердость сварного шва	Твердость зоны перегрева
1	30	35
4	36	33
7	40	40

3.4 Выводы по главе 3

1 Конструктивные элементы сварных соединений во всех образцах соответствуют требованиям ГОСТ 14771–76. Согласно результатам визуально-измерительного и рентгенографического контроля в сварных соединениях образцов отсутствуют дефекты.

2 Установлено, что отклонение по точности расчётов от экспериментальных данных термического цикла в точке А не превысило 15%, деформаций – не более 20%. Наблюдается снижение деформаций при применении прижима по сравнению со сваркой в свободном состоянии на 40%. Применение прижима позволило увеличить угол изгиба по сравнению с жестким закреплением на 28%. При жестком закреплении получено неудовлетворительное значение угла изгиба, что потребует выполнения термической обработки после сварки для снятия внутренних напряжений. Металлографические исследования структуры металла шва и околошовной зоны показали, что образец при сварке с жёстким закреплением

имеет выраженную игольчатую структуру, в сравнении с другими образцами. Что является возможной причиной накопления напряжений выше предельного значения, при котором наблюдается потеря устойчивости формы участка свободного от прижима.

3 Результаты механических испытаний образца №4 соответствуют всем предъявляемым требованиям, что позволяет исключить операцию термической калибровки из технологии изготовления.

ГЛАВА 4. РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ СВАРОЧНОГО ПРИСПОСОБЛЕНИЯ

В четвертой главе описаны разработанная методика проектирования сварочного приспособления и необходимые исходные данные; формирование модели адаптивного закрепления; спроектировано новое приспособление по предложенной методике.

4.1 Исходные данные для методики конструктивной реализации адаптивной нагрузки

Технологическая подготовка производства включает в себя два основных направления, выполняемых одновременно: разработка сварочного приспособления и технологического процесса. На данный момент существующие методики по расчёту участков и усилий закрепления при сварке не всегда позволяют достичь рационального напряженно-деформированного состояния. Поэтому эффективность проектируемого приспособления оценивается непосредственно на производстве. При неудовлетворительных результатах первой сборки предприятие несёт убытки:

- временные, связанные с предполагаемым простоем изготовления или со срывами сроков;
- материальные, обусловленные доработкой или изготовлением нового приспособления при существенных его изменениях.

Актуальным вопросом является получение расчетной модели, которая может обеспечить не только выбор режимов сварки, уменьшающих область неопределенности, но и спрогнозировать остаточные деформации изделия на выбранной конструкции приспособления.

Для решения данной проблемы разработана методика конструктивной реализации адаптивной нагрузки, которая включает следующие действия:

- определение исходных данных в виде толщины свариваемых деталей, погонной энергии сварки и материала со всеми теплофизическими и механическими свойствами;
- формирование объекта прижима с усилием адаптивного характера;
- выполнение расчёта напряженно-деформированного состояния;
- доработка существующего или проектирование нового сварочного приспособления.

4.2 Методика проектирования сварочного приспособления

Как показано в главах 2 и 3, разработанная методика применима для тонколистовых равнотолщинных обечаяк ($1 < \delta < 5$) с соотношением $R/\delta > 20$, изготавливаемых из высокопрочных сталей. Упомянутые конструкции применяются в авиационном, судостроительном производствах, нефтегазовой сфере и др. областях.

В методику входит оригинальный программный модуль «Clamp», интегрированный в ПО «Bazis», в котором задаются теплофизические и механические свойства свариваемых материалов, толщина, погонная энергия сварки и усилие закрепления. На основании введенных данных формируется модель закрепления, применяемая при решении механической задачи.

Программный модуль «Clamp» зарегистрирован в Реестре программ для ЭВМ от 04 марта 2019 г. №2019612921. Программа позволяет создать файл с моделью закрепления, применяемой в ПО «Bazis».

Методика проектирования сборочно-сварочного приспособления заключается в следующем:

1) Проводится анализ исследуемой конструкции на выполнение положений безмоментной теории:

- толщина обечайки составляет 1-5 мм.

- нагрузки, действующие на поверхности обечаек, направлены перпендикулярно им и симметричны относительно оси;
- вследствие малой толщины оболочки сопротивление изгибу отсутствует (изгибающий момент не возникает);
- напряжения по толщине стенки оболочки распределены равномерно;
- обечайка сваривается продольным сварным соединением.

2) При выполнении требований безмоментной теории обечайка заменяется пластинами согласно следующим соотношениям

$$R/\delta > 20,$$

где R – минимальный радиус кривизны; δ – толщина оболочки.

$$a/\delta > 5,$$

где a – минимальный размер пластины в плоскости.

3) Для решения тепловой задачи необходимо задать начальные и граничные условия. При защите проплава сварного соединения поддувом коэффициент конвективного теплообмена рассчитывается по формуле

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{r},$$

где r – характерный геометрический размер; Nu – число Нуссельта.

Для расчёта числа Нуссельта предварительно определить число Рейнольдса

$$Re_B = \frac{wd}{\nu},$$

где w – средняя скорость течения воздуха, m/c ; d – эквивалентный диаметр канала, m ; ν – кинетическая вязкость воздуха при средней температуре, m^2/c .

При значении числа Рейнольдса меньше $5 \cdot 10^5$ считается, что режим течения является ламинарным, поэтому расчёт числа Нуссельта проводится по следующему критериальному уравнению

$$\overline{Nu} = 0,66 \cdot Re_B^{0,5} \cdot Pr_B^{0,33} \cdot \left(\frac{Pr_B}{Pr_{CT}} \right)^{0,25},$$

где Pr – число Прандля;

Индексы «в» и «ст» указывают на то, что физические свойства теплоносителя принимаются при температурах воздуха и стенки соответственно.

Число Прандля рассчитывается по формуле

$$Pr = \frac{v}{a},$$

где a – температуропроводность, $\text{м}^2/\text{с}$.

4) Проверяется позволяет ли выбранная ширина пластины избежать нагрева краёв пластин выше 100°C для исключения искажения температурных полей за счёт отраженного теплового потока. Достаточно выполнить аналитический расчёт для случая линейного подвижного источника тепла в пластине согласно следующему уравнению

$$T(r, x) = T_0 + \frac{q}{2\pi \cdot \lambda \cdot \delta} \cdot e^{-\frac{Vx}{2 \cdot a}} \cdot K_0\left(r \cdot \left(\frac{V^2}{4a^2} + \frac{b}{a}\right)^{1/2}\right),$$

где T_0 – начальная температура, $^\circ\text{C}$; q – количество введенной теплоты, Дж; λ – коэффициент теплопроводности, $\text{Вт}/(\text{см} \cdot \text{К})$; δ – толщина пластины, см; V – скорость сварки, $\text{см}/\text{с}$; x – расстояние от начала оси до рассматриваемой точки по оси OX , см; a – коэффициент температуропроводности, $\text{см}^2/\text{с}$; r – расстояние до рассматриваемой точки от начала координат, см; $K_0(U)$ – модифицированная функция Бесселя второго рода нулевого порядка; b – коэффициент теплоотдачи, с^{-1} .

b определяется по формуле

$$b = \frac{\alpha}{c_v \cdot \delta},$$

где α – коэффициент теплоотдачи, $\text{Вт}/(\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C})$; c_v – объемная теплоемкость, $\text{Дж}/(\text{см}^3 \cdot ^\circ\text{C})$.

5) Разрабатывается расчётная сетка, описывающая исследуемую тонколистовую конструкцию. В околошовной зоне из-за высокого градиента решения применяются элементы малого размера по отношению к ширине шва.

В сетке необходимо задать:

- теплофизические и механические характеристики свариваемой конструкции в зависимости от температуры и структуры;

- начальные и граничные условия процесса;
- погонную энергию сварки.

б) Рассчитываются температурные поля в ПО «Bazis» согласно принятым начальным и граничным условиям. В нем распределение температурных полей описывается дифференциальным уравнением теплопроводности:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c\gamma} \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + Q_V,$$

где x, y, z – координаты точки по осям X, Y, Z ; T – температура, $^{\circ}\text{C}$; Q_V – внутренний источник тепла, Дж; t – время, с; $\lambda = \sum_i \lambda_i(\varphi_i, T)$, $c = \sum_i c_i(\varphi_i, T)$, $\gamma = \sum_i \gamma_i(\varphi_i, T)$ – объемная суммарная теплопроводность Вт/(м $\cdot^{\circ}\text{C}$), теплоемкость, Дж/(кг $\cdot^{\circ}\text{C}$), и плотность, кг/м 3 , зависящие от структуры (φ) и температуры (T).

При дуговой сварке со сквозным проплавлением достаточна точность сферического источника нагрева

$$Q_V = \frac{Q_{max}}{V} \cdot \exp\left(-\frac{R_{el}}{R}\right)^2,$$

где Q_{max} – максимальное значение вводимой энергии, Дж; V – объем источника нагрева, мм 3 ; R_{el} – радиус от центра источника до элемента, мм; R – радиус источника, мм.

Фазовый состав в условиях неравновесного нагрева и охлаждения определяется решением уравнения Аврами.

$$p = 1 - \exp\left[-\left(\frac{t}{t_{50}}\right)^n \ln 2\right],$$

где t – время выдержки при заданной температуре; t_{50} – период полураспада аустенита; n – показатель степени Аврами.

7) Расстояние от оси шва до участка закрепления (m), задается как участок местной потери устойчивости формы вследствие нагрева при сварке. На основании итерационного сравнения критической температуры ($T_{кр}$), при которой наблюдается потеря устойчивости формы, и термического цикла точки на пластине при сварке по условию $T_{max} < T_{кр}$, решается система уравнений

$$\begin{cases} T_{кр} = \frac{\pi^2}{\alpha \cdot \xi^2}, \\ \xi = \frac{\nu m}{i}, \end{cases}$$

где α – коэффициент линейного расширения; ξ – гибкость стержня; ν – коэффициент приведенной длины, i – минимальный радиус инерции поперечного сечения.

Минимальный радиус инерции поперечного сечения, рассчитывается по формуле

$$i = \sqrt{\frac{I_{min}}{F}}$$

где I_{min} – минимальный главный момент инерции; F – площадь поперечного сечения стержня.

Для стержня главный момент инерции определяется по формуле

$$I_{min} = \frac{bh^4}{12}$$

где b – ширина стержня; h – высота стержня.

8) Максимальное усилие закрепления рассчитывается по формуле

$$P = \frac{\delta^3 tg\beta E}{4m^2},$$

где δ – толщина свариваемых листов, мм; β – угол поворота пластины относительно оси шва, град; E – модуль упругости, кг/см²; m – расстояние от оси стыка до прижима, мм.

Усилия адаптивной нагрузки принимаются произвольно в диапазоне от 0 до расчетного P . При последующих расчётах усилие будет корректироваться.

9) Сила трения определяется согласно формуле

$$F_{тр} = \mu \cdot N,$$

где μ – коэффициент трения покоя; N – нормальная сила.

10) Полученные данные задаются в программный модуль «Clamp», в котором формируется адаптивная нагрузка для расчетной сетки.

11) Для решения тепловой и механической задачи задаются ранее определенные граничные условия в ПО «Bazis». На основании решения тепловой задачи выполняется расчёт напряженно-деформированного состояния, основанное на уравнение механического равновесия, которое для общего случая имеет вид:

$$\begin{cases} \frac{d\sigma_x}{dx} + \frac{d\tau_{yx}}{dy} + \frac{d\tau_{zx}}{dz} + F_x = 0 \\ \frac{d\sigma_y}{dy} + \frac{d\tau_{xy}}{dx} + \frac{d\tau_{zy}}{dz} + F_y = 0, \\ \frac{d\sigma_z}{dz} + \frac{d\tau_{xz}}{dx} + \frac{d\tau_{yz}}{dy} + F_z = 0 \end{cases}$$

где σ – тензор главных напряжений; τ – тензор касательных напряжений; F – удельный вес.

Компоненты тензора напряжений определяются в зависимости от приращения тензора деформаций и упругих констант, связывающих их согласно уравнению

$$\{\sigma\} = [D(E(T))]\{\Delta\varepsilon - \Delta\varepsilon^{th} + \varepsilon_0^e\},$$

где $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon^e + \Delta\varepsilon^p$ – тензор собственных деформаций; $\Delta\varepsilon^{th}$ – деформации теплового расширения; $\{\sigma\}, \{\varepsilon_0^e\}$ – тензор напряжений и начальных деформаций; $[D(E(T))]$ – матрица упругих констант.

Деформации теплового расширения ($\Delta\varepsilon^{th}$) рассчитываются по формуле

$$\Delta\varepsilon^{th} = \sum_i \alpha_i (\varphi_i, T) (T_n - T_k),$$

где $\sum_i \alpha_i (\varphi_i, T)$ – температурный коэффициент линейного расширения; T_n, T_k – начальная и конечная температуры.

Переход материала в пластическое состояние соответствует условию

$$f(\sigma_{\text{экв}}) - \sigma_T \geq 0,$$

где $\sigma_T = \sum_i \sigma_{T_i} (\varphi_i, T)$ – предел текучести материала.

Критерий Мизеса определяется согласно уравнению

$$\sigma_{\text{экв.}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2},$$

где $\sigma_{1,2,3}$ – главные напряжения.

12) При удовлетворительном результате расчёта напряженно-деформированного состояния из расчетной модели фиксируются участки и усилия закрепления. Составляется техническое задание на проектирование сборочно-сварочного приспособления с указанием расчётных данных. При неудовлетворительном результате расчёта напряженно-деформированного состояния в программный модуль «Clamp» вносят корректировки усилия закрепления в диапазоне от 0 до расчетного P или участка закрепления, и повторяют п. 7, 9–11.

13) Конструктор разрабатывает приспособление согласно данным, указанным в техническом задании.

При выполнении алгоритма стоит руководствоваться следующими рекомендациями:

- Усилие и участки закрепления должны выбираться в равной степени исходя из: наилучшего напряженно-деформированного состояния сборки после сварки; расчетов экономической обоснованности; соответствия требованиям конструкторской документации.

- Рассмотреть доработку существующего приспособления без покупки нового оборудования, что позволит снизить срок окупаемости при переходе на новый вид прижимов.

- При неудовлетворительных результатах расчётов необходимо проанализировать картину напряжённо-деформированного состояния. На основании анализа откорректировать расчётную сетку по следующим параметрам:

а) усилие закрепления;

б) участки закрепления;

в) время воздействия при сварке (добавление прижима после выполнения некоторых участков шва или же их исключение).

4.3 Адаптивный прижим

Согласно расчётным и экспериментальным данным, представленным в главах 2 и 3, применение прижима с адаптивным усилием закрепления позволяет получить деталь, соответствующую предъявляемым требованиям.

Адаптивные прижимы в сварочном приспособлении обеспечивают согласование по обратным связям упругости прижимов и уровню напряжений в сварном соединении в интервале значений, близком к пределу прочности. Это позволяет уменьшить воздействие на деталь во время сварки, что снижает вероятность образования холодных трещин.

На основании методики, представленной в разделе 4.2, спроектировано приспособление для сборки, сварки обечаек и пластин из высокопрочных сталей толщиной до 3 мм, в основе которого легло адаптивные прижимы, приведенное на рисунке 4.1.

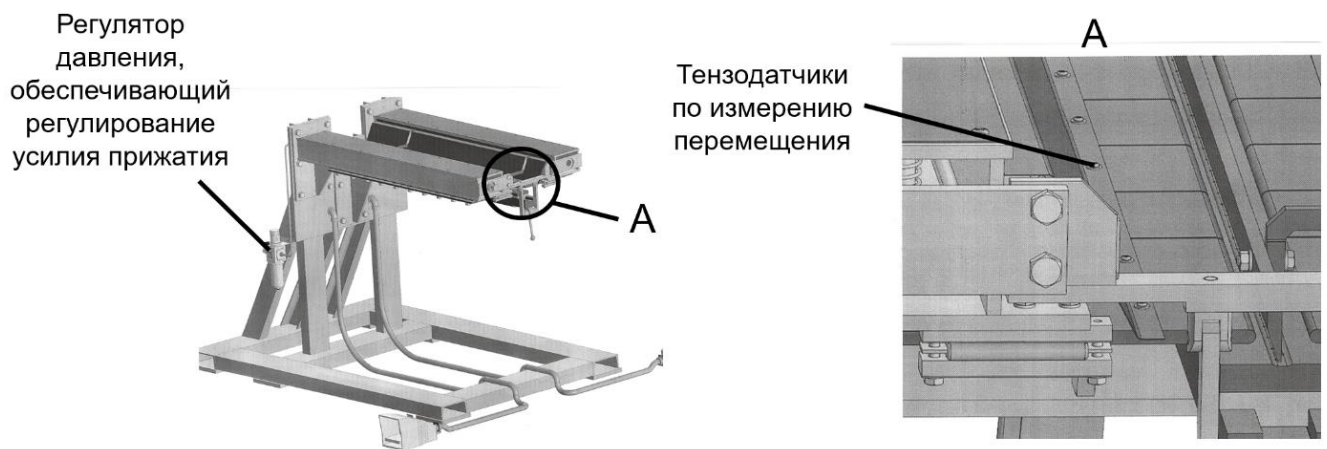


Рисунок 4.1 – Приспособление, спроектированное по предложенной методике

В новой сварочной оснастке сварены: три образца, описанных в разделе 2, и три обечайки, представленные на рисунке 2.12. В таблице 4.1 приведены результаты механических испытаний и фактических деформаций обечаек после сварки, которые удовлетворяют предъявляемым к ним требованиям. Снижение деформаций составило 35,5 %.

Таблица 4.1 – Усредненные результаты механических испытаний и фактических деформаций

Параметры	Требования	Базовый вариант	Эксперимент
Испытание на разрыв, МПа	545	612	610
Угол изгиба, град	150	127	163
Деформации, мм	0,7	0,9	0,58

Таким образом, предложенное и научно-обоснованное техническое решение позволило снизить трудоемкость на 15–20% при сохранении качества обечайки. Разработанная методика конструктивной реализации адаптивной нагрузки внедрена на ПАО «Машиностроителей завод имени М. И. Калинина, г. Екатеринбург», см. акт внедрения, приведенный в приложение А.

4.4 Выводы по главе 4

1 Разработана методика конструктивной реализации адаптивной нагрузки по снижению деформаций в тонколистовых конструкциях. В методику входит программный модуль «Clamp» и алгоритм взаимодействия инженера-технолога и конструктора, проектирующего приспособление. Программный модуль на основании задаваемых параметров формирует модель адаптивного закрепления, включающую усилия и участки закрепления.

2 Согласно предложенной методике, разработано новое сборочно-сварочное приспособление, обеспечивающее геометрические требования, предъявляемые к обечайке и механические свойства сварных соединений образцов. После сварки партии обечаек деформации снизились на 35,5%. По результатам опытных работ принято решение об исключении операции термической калибровки из технологии изготовления, что снижает трудоемкость изготовления на 15–20%. Результаты работы проверены на конкретных обечайках и реализованы в виде методики расчета сборочно-сварочного приспособления на ПАО «Машиностроителей завод имени М. И. Калинина, г. Екатеринбург».

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1) Разработана физическая модель напряжённо-деформированного состояния тонколистовых конструкций в зоне сварного соединения, учитывающая напряжения при фазовых превращениях и термические напряжения, возникающие в процессе дуговой сварки. В модели обеспечено рациональное соотношение остаточных сварочных напряжений и деформаций в тонколистовой обечайке на основе баланса упругих и пластических деформаций в зоне сварного шва. Предложено снижение уровня остаточных сварочных деформаций путем закрепления области сварного соединения с адаптивной нагрузкой.

2) Разработана конечно-элементная модель изменения напряжённо-деформированного состояния после сварки стыкового сварного соединения в тонколистовых конструкциях из высокопрочных сталей толщиной 3 мм, учитывающая изменения условий закрепления, с указанием задаваемых начальных и граничных условий. Модель реализована в ПО «Vazis» с последующим решением тепловой, металлургической и механической задач. Отклонение по точности расчетов от экспериментальных данных не превысило 15 %, что достаточно для практического применения.

3) На основании расчетов исследовано распределение остаточных напряжений и деформаций:

- выявлено, что картина напряжённо-деформированного состояния изменяется нелинейно и зависит от условий закрепления области стыкового соединения;

- определен интервал усилий закрепления, при котором и деформации и остаточные напряжения не превышают допустимых значений;

- при усилиях закрепления 600–700 Н наблюдается потеря устойчивости формы в области зоны термического влияния, а также остаточные напряжения

соизмеримы с пределом прочности стали, что отрицательно сказывается на технологической прочности обечайки;

- выявлено, что при усилии закрепления в интервале 300–400 Н наблюдается удовлетворительная картина напряженно-деформированного состояния. Допустимый уровень деформаций позволяет исключить из технологического цикла изготовления термическую калибровку. При этом уровень остаточных напряжений не превышает предельного значения, при котором нарушается местная устойчивость свободного от закрепления участка.

4) На основе физической модели определен рациональный интервал усилий закрепления в зоне сварного соединения для минимизации деформаций в тонколистовых конструкциях. Установлена зависимость напряженно-деформированного состояния от усилия закрепления и геометрии свариваемых деталей. Характер изменения остаточных сварочных напряжений и деформаций для пластин толщиной 3 и 4 мм подобен, а для 2 мм смещен в область меньших усилий ввиду низкой жесткости пластин. Усилие адаптивной нагрузки равное 500 и 900 Н приводит к скачкообразному повышению внутренних напряжений на 16-20% при толщинах конструкции 3 и 4 мм соответственно. Потеря устойчивости формы поверхности наступает при усилиях закрепления 300, 600 и 1100 Н для толщин 2, 3, 4 мм соответственно.

5) Разработана методика проектирования конструктивной реализации адаптивной нагрузки по снижению деформаций в тонколистовых конструкциях. Методика включает программный модуль «Clamp» и алгоритм взаимодействия конструктора и инженера-технолога. По результатам расчётов определяются усилия и участки закрепления.

б) Согласно предложенной методике, разработано новое сборочно-сварочное приспособление, обеспечивающее геометрические требования, предъявляемые к обечайке и механические свойства сварных соединений образцов. После сварки партии обечаек деформации снизились на 35,5%. По результатам опытных работ принято решение об исключении операции термической калибровки из технологии изготовления, что снижает трудоемкость изготовления на 15–20%. Результаты

работы проверены на конкретных обечайках и реализованы в виде методики расчета сборочно-сварочного приспособления на ПАО «Машиностроителей завод имени М. И. Калинина, г. Екатеринбург».

ПЕРСПЕКТИВЫ ДАЛЬНЕЙШЕЙ РАЗРАБОТКИ ТЕМЫ

- Оценка и прогнозирование напряженно-деформированного состояния при сварке титановых и алюминиевых сплавов с применением адаптивного закрепления.

- Разработка программного модуля автоматического проектирования сварочного приспособления на основании результатов расчёта с применением библиотеки готовых прижимов.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1 Хертель Г. Тонкостенные конструкции (Конструктивные элементы, определение прочных размеров и конструирование в самолетостроении и др. отраслях техники) / Г. Хертель. – Москва : Машиностроение, 1965. – 527 с.

2 Лизин В. Т. Проектирование тонкостенных конструкции / В. Т. Лизин, В. А. Пяткин. – Москва : Машиностроение, 1976. – 408 с.

3 Вершинский С. В. Проектирование сварных конструкций в машиностроение / С. В. Вершинский, В. А. Винокуров, В. Н. Земзин [и др.]. – Москва : Машиностроение, 1975. – 376 с.

4 Куркин С. А. Прочность сварных тонкостенных сосудов, работающих под давлением / С. А. Куркин. – Москва : Машиностроение, 1976. – 184 с.

5 Окерблом Н.О. Сварочные деформации и напряжения / Н. О. Окерблом. – Москва : Изд-во Машгиз, 1948. – 254 с.

6 Макаров Э. Л. Теория свариваемости сталей и сплавов / Э. Л. Макаров, Б. Ф. Якушин. – Москва : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. – 487 с.

7 Алымов М. И. Мартенситное превращение как аналог детонационного процесса / М. И. Алымов, В. С. Трофимов, Е. В. Петров // Письмо о материалах. – 2017. – С. 26-28.

8 Волченко В. Н. Сварка и свариваемые материалы: В 3-х т. Т. 1. Свариваемость материалов / В. Н. Волченко, Э. Л. Макаров, В. В. Шип [и др.]. – Москва : Изд-во «Металлургия», 1991. – 528 с.

9 Максимец Н. А. Технология сварки специальных сталей / Н. А. Максимец, Е. Н. Негода. – Владивосток : Изд-во ДВГТУ, 2007. – 149 с.

10 Чащина В. Г. Экспериментальные основания динамической теории мартенситных превращений / В. Г. Чащина, М. П. Кащенко. – Екатеринбург : Урал. ун-та, 2020. – 46 с.

11 Головкин В. В. Влияние неметаллических включений на формирование структуры металла сварных швов высокопрочных низколегированных сталей / В. В. Головкин, И. К. Походня // Автоматическая сварка. – 2013. - №6. – С. 3-11.

12 Manugula V. L. A critical assessment of the microstructure and mechanical properties of friction stir welded reduced activation ferritic-martensitic steel / V. L. Manugula, K. V. Rajulapati, G. Madhusudhan Reddy [et al] // Materials and design. – 2016. – P. 200-212.

13 Панкратов А. С. Модифицирование металла шва наноразмерными частицами карбида вольфрама и нитрида титана при сварке под флюсом низколегированных низкоуглеродистых сталей : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.10 / Панкратов Александр Сергеевич. – М., 2017. – 134 с.

14 Ермоленко Д. Ю. Численное моделирование и прогнозирование микроструктуры металла сварных швов при сварке высокопрочных сталей (обзор) / Д. Ю. Ермоленко, В. В. Головкин // Автоматическая сварка. – 2014. - № 3. – С. 3-12.

15 Горбачев С. В. Повышение однородности структуры и механических свойств сварных соединений из сталей 20 и 30ХГСА в режиме сверхпластической деформации : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.10 / Горбачев Сергей Викторович. – Уфа, 2005. – 110 с.

16 Акулов А. И. Технология и оборудование сварки плавлением / А. И. Акулов, Г. А. Бельчук, В. П. Демянцевич. – Москва : Машиностроение, 1977. – с. 432.

17 Barsouma Z. Ultimate strength capacity of welded joints in high strength steels / Z. Barsouma, M. Khurshida, // 2nd International conference on structural integrity. – 2017. – P. 1401-1408.

18 Шоршоров М. Х. Фазовые превращения и изменения свойств стали при сварке. Атлас / М. Х. Шоршоров, В. В. Белов. – Москва : Изд-во «Наука», 1972. – 219 с.

19 Куркин А. С. Компьютерная обработка диаграмм изотермического распада аустенита / А. С. Куркин, В. И. Алексеев // Сварка и диагностика. – 2021. – №1. – С. 13-17.

20 Гончаров С. Н. Холодные трещины при сварке высокопрочных среднелегированных сталей / С. Н. Гончаров, М. П. Шалимов. – Екатеринбург : УрФУ, 2012. – 96 с.

21 Смоленцев А. С. Пути решения проблемы свариваемости высокопрочных сталей, склонных к закалке (обзор) / А. С. Смоленцев // Сварка и диагностика. – 2019. – №3. – С. 48-53.

22 Кулик В. М. Новая методика оценки стойкости сварных соединений закаливающихся сталей против образования холодных трещин / В. М. Кулик, М. М. Савицкий // Автоматическая сварка. – 2007. - №1. – С. 11-17.

23 Муравьев В. И. Влияние напряженного состояния на структуру и свойства при сварке конструкций из сталей и сплавов / В. И. Муравьев, П. В. Бахматов, Н. О. Плетнёв [и др.]. // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2016. - №4 – С. 251-255.

24 Акулов А. И. Технология и оборудование сварки плавлением и термической резки / А. И. Акулов, В. П. Алехин, С. И. Ермаков [и др.]. – Москва : Машиностроение, 2003. – 560 с.

25 Новикова Д. П. Высокотемпературная металлография сварных соединений / Д. П. Новикова, Б. А. Мовчан. – Киев : АН УССР. Ин-т электросварки, 1989. – 152 с.

26 Choi W. Variation simulation model for pre-stress effect on welding distortion in multi-stage assemblies / W. Choi, H. Chung // Thin-walled structures. – 2018. – P. 832-843.

27 Позняков В. Д. Влияние термического цикла сварки на структурно-фазовые превращения и свойства металла ЗТВ среднеуглеродистой легированной стали типа 30X2H2MФ / В. Д. Позняков, В. А. Костин, А. А. Гайворонский [и др.] // Автоматическая сварка. – 2015. - №2. – С. 8-15.

28 Z. Chen Influence of welding sequence on welding deformation and residual stress of a stiffened plate structure / Z. Chen, Z. Chen, R. A. Shenoi // Ocean Engineering. – 2015. – P. 271-280.

29 Magudeeswaran G. Effect of welding processes and consumables on high cycle fatigue life of high strength, quenched and tempered steel joints / G. Magudeeswaran, V. Balasubramanian, G. Madhusudhan Reddy // Materials and design. – 2008. – P. 1821-1827.

30 Xu J. J. Simulation and validation of welding residual stresses based on non-linear mixed hardening model / J. J. Xu, P. Gilles, Y. G. Duan // An international journal for experimental. – 2012. – P. 406-414.

31 Лобанов Л. М. Образование холодных трещин в сварных соединениях высокопрочных сталей с пределом текучести 350...850 МПа / Л. М. Лобанов, В. Д. Позняков, О. В. Махненко // Автоматическая сварка. – 2013. - №7. – С. 8-13.

32 Махненко В. И. Риск образования холодных трещин при сварке конструкционных высокопрочных сталей / В. И. Махненко, В. Д. Позняков, Е. А. Великоиваненко [и др.] // Автоматическая сварка. – 2009. - №12. – С. 5-10.

33 Чинахов Д. А. Изменение микроструктуры и механических свойств многослойных соединений из стали 30ХГСА при сварке плавлением разными способами / Д. А. Чинахов, М. К. Скаков, А. В. Градобоев [и др.] // Известия Томского политехнического университета. – 2008. - №2. – С. 119-122.

34 Чинахов Д. А. Сварка с импульсной подачей электродной проволоки кольцевых соединений из стали 30ХГСА / Д. А. Чинахов, О. Г. Брунов // Известия Томского политехнического университета. – 2006. - №1. – С. 136-138.

35 Sun F. Strength model for mismatched butt welded joints of high strength steel / F. Sun, M. Ran, G. Li [et al] // Journal of constructional steel research. – 2018. – P. 514-527.

36 Гайворонский А. А. Сопротивляемость образованию холодных трещин металла ЗТВ сварного соединения высокопрочных углеродистых сталей / А. А. Гайворонский // Автоматическая сварка. – 2014. - №2. – С. 3-12.

37 Кулик В. М. Фазовые и структурные превращения при сварке и дуговой обработке соединений стали 30ХГСА / В. М. Кулик, Г. М. Григоренко, М. М. Савицкий [и др.] // Автоматическая сварка. – 2007. - №9. – С. 9-15.

38 Лобанов Л. М. К вопросу образования продольных трещин в сварных соединениях высокопрочных сталей / Л. М. Лобанов, Л. И. Миходуй, В. Д. Позняков [и др.] // Автоматическая сварка. – 2003. - №4. – С. 14-18.

39 Волченко В. Н. Теория сварочных процесса / В. Н. Волченко, В. М. Ямпольский, В. А. Винокуров [и др.]. – Москва : Высш. шк., 1988. – 559 с.

40 Magudeeswaran G. Effect of welding processes and consumables on fatigue crack growth behavior of armour grade quenched and tempered steel joints / G. Magudeeswaran, V. Balasubramanian, G. Madhusudhan Reddy // Defence technology. – 2014. – P. 47-59.

41 Rajasekhnar A. Influence of austenitizing temperature on microstructure and mechanical properties of AISI 431 martensitic stainless steel electron beam welds / A. Rajasekhnar, G. Madhusudhan Reddy, T. Mohandas [et al] // Materials and design. – 2009. – P. 1612-1624.

42 Schaupp T. Welding residual stresses in 960 MPa grade QT and TMCP high-strength steels / T. Schaupp, D. Schroepfer, A. Kromm [et al] // Journal of manufacturing processes. – 2017. – P. 226-232.

43 Шолохов М. А. Исследование влияния отраженного теплового потока на изменение характеристик концевой части сварного шва/ М. А. Шолохов, А. Ю. Мельников, Д. С. Бузорина // Сварка и диагностика. – 2018. – №5. – С. 28-35.

44 Потак Я. М. Высокопрочные стали / Я. М. Потак. – Москва : Metallurgia, 1972. – 208 с.

45 Гайворонский А. А. Влияние диффузионного водорода на сопротивляемость замедленному разрушению сварных соединений высокоуглеродистой стали / А. А. Гайворонский // Автоматическая сварка. – 2013. - №5. – С. 15-21.

46 Походня И. К. Индуцированные водородом холодные трещины в сварных соединениях высокопрочных низколегированных сталей (обзор) / И. К. Походня,

А. В. Игнатенко, А. П. Пальцевич [и др.] // Автоматическая сварка. – 2013. - №5. – С. 3-14.

47 Скульский В. Ю. Особенности кинетики замедленного разрушения сварных соединений закаливающихся сталей / В. Ю. Скульский // Автоматическая сварка. – 2009. - №7. – С. 14-20.

48 Винокуров В.А. Сварочные деформации и напряжения / В.А. Винокуров. – Москва : Изд-во Машиностроение, 1968. - 236 с.

49 Бурмистров Е. Г. Основы сварки и газотермических процессов в судостроении и судоремонте / Е. Г. Бурмистров. – Санкт-Петербург : Лань, 2014. - 552 с.

50 Cao X. Experimental study on the residual stresses of 800 MPa high strength steel welded box sections / X. Cao, Y. Xu, M. Wang [et al] // Journal of constructional steel research. – 2018. – P. 720-727.

51 Nie S. Investigation of residual stresses in Q460GJ steel plates from medium-walled box sections / S. Nie, Q. Zhu, B. Yang [et al] // Journal of constructional steel research. – 2018. – P. 728-740.

52 Fang H. Material properties and residual stresses of octagonal high strength steel hollow sections / H. Fang, T. Chan, B. Young // Journal of constructional steel research. – 2018. – P. 479-490.

53 Банов М. Д. Сварка и резка материалов / М.Д. Банов, Ю. В. Казаков, М. Г. Козулин [и др.] ; под ред. Ю. В. Казакова. – Москва : Академия, 2003. – 400 с.

54 Королёв С. А. Математическое моделирование распределения высокотемпературных деформаций металла сварного шва, находящегося в твёрдом жидком состоянии, в зависимости от схемы кристаллизации / С. А. Королёв, А. Е. Зимаков // Сварка и диагностика. – 2020. – №1. – С. 30-33.

55 Карзов Г. П. Влияние остаточных напряжений на траекторию и скорость распространения трещины при циклическом нагружении сварных соединений / Г.П. Карзов, В.А. Кархин, В.П. Леонов [и др.] // Автоматическая сварка. – 1986. – №3. – С. 5-10, 14.

56 Radaj D., Fatigue assessment of welded joints by local approaches / D. Radaj, S. M. Sonsino, W. Fricke. // Cambridge: Woodhead Publishing. – 2006. – 639 p.

57 Barsoum Z. Fatigue of high strength steel joints welded with low temperature transformation consumables / Z. Barsoum, M. Gustafsson // Engineering Failure Analysis. – 2009. – Vol. 16. – P. 2186–2194.

58 Bhatti A. A. Fatigue strength improvement of welded structures using new low transformation temperature filler materials / A. A. Bhatti, Z. Barsoum, V. Van der Mee [et al] // Procedia Engineering. – 2013. – Vol. 66. – P. 192–201.

59 Bjork T. Fatigue strength assessment of duplex and super-duplex stainless steels by 4R method / T. Bjork, H. Mettanen, A. Ahola [et al] // Welding in the World. – 2018. – Vol. 62. – P. 1285–1300.

60 Ahola A. Fatigue strength assessment of Ultra-high-strength steel fillet weld joints using 4R method / A. Ahola, T. Skriko, T. Bjork // Journal of Constructional Steel Research. – 2020. – Vol. 167. – P. 105861.

61 Атрощенко В. В. Численное моделирование напряжённо-деформированного состояния сварной конструкции. Часть 1 / В. В. Атрощенко, А. Ю. Медведев, Р. В. Никифоров [и др.] // Сварка и диагностика. – 2022. – №1. – С. 19-24.

62 Атрощенко В. В. Численное моделирование напряжённо-деформированного состояния сварной конструкции. Часть 2 / В. В. Атрощенко, А. Ю. Медведев, Р. В. Никифоров [и др.] // Сварка и диагностика. – 2022. – №2. – С. 17-22.

63 Махненко О. В. Повышение эффективности термической правки сварных тонколистовых конструкций на основе математического моделирования / О. В. Махненко // Автоматическая сварка. – 2008. - №9. – С. 10-14.

64 Махненко О. В. Применение математического моделирования при термической правке судостроительных панелей / О. В. Махненко, А. Ф. Мужиченко, П. Зайффарт // Автоматическая сварка. – 2009. - №1. – С. 10-16.

65 Андреев В. С. Основы сварки судовых конструкций / В. С. Андреев, В. С. Головченко, В. Д. Горбач, В. Л. Руссо. – Санкт-Петербург : Судостроение, 2006. – 552 с.

66 Zheng J. Modeling and simulation of weld residual stresses and ultrasonic impact treatment of welded joints / J/ Zheng, A. Incea, L. Tang // 7th International Conference on Fatigue Design. – 2018. – P. 36-47.

67 Павлов Н. В. Моделирование геометрии сварного соединения при сварке тонколистового металла / Н. В. Павлов, А. В. Крюков, Е. А. Зернин // Инновационные технологии и экономика в машиностроении : сборник трудов V Международной научно-практической конференции. – 2014. – С. 158-161.

68 Каримов И. Ш. Строительная механика : теоретический курс с примерами типовых расчётов / И. Ш. Каримов. – Уфа : Изд-во «Белая река», 2008. – 280 с.

69 Амосов А. А. Техническая теория тонких упругих оболочек. Монография / А. А. Амосов. – Москва : Изд-во «АСВ», 2009. – 304 с.

70 Севбо П. И. Конструирование и расчет механического сварочного оборудования / П. И. Севбо – Киев : Изд-во «Наукова думка», 1978. – 400 с.

71 Хайдарова А. А. Сборочно-сварочные приспособления. Этапы конструирования / А. А. Хайдарова – Томск : Изд-во Томского политехнического университета, 2013. – 132 с.

72 Азаров Н. А. Конструирование и расчёт сварочных приспособлений / Н. А. Азаров – Томск : Изд-во Томского политехнического университета, 2009. – 48 с.

73 Крампит Н. Ю. Сварочные приспособления / Н. Ю. Крампит, А. Г. Крампит. – Санкт-Петербург : ЮТИ ТПУ, 2008. – 95 с.

74 Таубер Б. А. Сборочно-сварочные приспособления и механизмы / Б. А. Таубер. – Москва: Гос. научно-техническое изд-во машиностроительной литературы, 1951. – 415 с.

75 Лямин Я. В. Основы проектирования сборочно-сварочных приспособлений / Я. В. Лямин – Пермь : Изд-во Перм. Нац. Исслед. Политехн. Ун-та, 2012. – 148 с.

76 Roeren S. Different approaches to model clamping conditions within a welding simulation / S. Roeren, C. Schwenk, M. Rethmeier // *Mathematical Modelling of Weld Phenomena*. – 2007. P. 1093–1106.

77 Выборнов А. П. Методика определения прижимного усилия при проектировании сборочно-сварочных приспособлений / А. П. Выборнов, С. А. Королёв, М. В. Заболотный // *Сварочное производство*. – 2022. - №1. – С. 34-36.

78 Выборнов А. П. Проектирование сборочно-сварочного приспособления для варки горловины алюминиевого сосуда, работающего под давлением / А. П. Выборнов, С. А. Королёв, М. В. Заболотный // *Сварочное производство*. – 2022. - №3. – С. 44-48.

79 Коробов Ю. С. Особенности структуры сварного соединения среднеуглеродистой хромистой стали, содержащей метастабильный аустенит / Ю. С. Коробов, О. В. Пименова, М. А. Филлипов [и др.] // *Материаловедение*. – 2019. - №6. – С. 3-10.

80 Куркин С. А. Компьютерное проектирование и подготовка производства сварных конструкции / С. А. Куркин, В. М. Ховов, Ю. Н. Аксенов [и др.]. - Москва : Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2002. – 464 с.

81 Сукиасов В. Г. Моделирование и термоупругий анализ монолитной оснастки / В. Г. Сукиасов // *Балтийский морской форум*. – 2018. – С. 50-59.

82 Soderberg R. An information and simulation framework for increased quality in welded components / R. Soderberg, K. Warmefjord, J. Madrid [et al] // *CIRP annals – manufacturing technology*. – 2018. – P. 165-168.

83 R. Soderberg Toward a Digital Twin for real-time geometry assurance in individualized production / R. Soderberg, K. Warmefjord, J. S. Carlson [et al] // *CIRP annals – manufacturing technology*. – 2017. – P. 137-140.

84 Огородникова О. М. Исследовательская роль программ САЕ в сквозных технологиях CAD/CAE/CAM / О. М. Огородникова // *Вестник машиностроения*. – 2012. - №1. – С. 25-31.

85 Schleich B. Geometrical Variations Management 4.0: towards next Generation Geometry Assurance / B. Schleich, K. Warmefjord, R. Soderberg [et al] // 15th CIRP Conference on Computer Aided Tolerancing. – 2018. – P. 3-10.

86 Мельников А. Ю. Совершенствование моделирования процессов распространения тепла при сварке в защитных газах в условиях влияния границ изделия / А. Ю. Мельников, М. А. Шолохов, А. А. Зиновкин [и др.] // Сварка и диагностика. – 2018. – №6. – С. 33-39.

87 Амосов А. А. Вычислительные методы для инженеров / А. А. Амосов, Ю. А. Дубинский, Ю. А. Копченлова. – Москва : Высшая школа, 1994. – 544 с.

88 Segerlind L. J. Applied finite element analysis / L. J. Segerlind. – New York : John Wiley and Sons, 1976. – 448 P.

89 Unfried J. S. Numerical and experimental analysis of microstructure evolution during arc welding in armor plate steels / J. S. Unfried, C. M. Garzon, J. E. Giraldo // Journal of materials processing technology. – 2009. – P. 1688-1700.

90 Zhan L. Research progress on numerical simulation of welded joints microstructure / L. Zhan, Z. Ma, X. He [et al] // IOP conference series: Earth and environmental science. – 2020. – P.1-6.

91 Meng X. Sensitivity of driving forces on molten pool behavior and defect formation in high-speed gas tungsten arc welding / X. Meng, G. Qin, Z. Zou // International journal of heat and mass transfer. – 2017. – P. 1119-1128.

92 Захаров М. Н. Экспериментальное моделирование поведения сварных соединений с дефектами несплошности при критических нагрузках / М. Н. Захаров, В. А. Насонов // Известия высших учебных заведений. – 2014. - №2. – С. 65-71.

93 Насонов В. А. Оценка допустимости эксплуатации сосудов давления с дефектами сварных соединений : дис. ... канд. Техн. Наук : 05.02.10 / Насонов Виктор Андреевич. – Москва, 2015. – 124 с.

94 Шнеерсон В. Я. К построению теории формирования сварных швов тонколистовых соединений при сварке металлов плавлением. Часть 1 / В. Я. Шнеерсон // Сварка и диагностика. – 2021. – №5. – С. 34-41.

95 Шнеерсон В. Я. К построению теории формирования сварных швов тонколистовых соединений при сварке металлов плавлением. Часть 2 / В. Я. Шнеерсон // Сварка и диагностика. – 2021. – №6. – С. 28-36.

96 Шнеерсон В. Я. К построению теории формирования сварных швов тонколистовых соединений при сварке металлов плавлением. Часть 3 / В. Я. Шнеерсон // Сварка и диагностика. – 2022. – №1. – С. 33-39.

97 Шнеерсон В. Я. К построению теории формирования сварных швов тонколистовых соединений при сварке металлов плавлением. Часть 4 / В. Я. Шнеерсон // Сварка и диагностика. – 2022. – №2. – С. 22-29.

98 Шнеерсон В. Я. Механизм формирования сварного шва при сварке торцевых соединений. Часть 1. Основные режимы формирования сварных швов; геометрические характеристики кратеров сварочных ванн / В. Я. Шнеерсон // Сварка и диагностика. – 2021. – №1. – С. 29-34.

99 Шнеерсон В. Я. Механизм формирования сварного шва при сварке торцевых соединений. Часть 2. Начальная стадия образования шва – «зарождение» сварного шва / В. Я. Шнеерсон // Сварка и диагностика. – 2021. – №2. – С. 30-36.

100 Шнеерсон В. Я. Механизм формирования сварного шва при сварке торцевых соединений. Часть 3. Режим нормального формирования шва и режим формирования структур hamping при сварке торцевых соединений; влияние внешнего магнитного поля на режимы формирования шва / В. Я. Шнеерсон // Сварка и диагностика. – 2021. – №3. – С. 29-36.

101 Deng D. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint / D. Deng, H. Murakawa // Computational materials science. – 2008. – P. 353-365.

102 Jiang J. Effect of welding and heat treatment on strength of high-strength steel columns / J. Jiang, J. Zhang, J. Liu [et al] // Journal of constructional steel research. – 2018. – P. 238-252.

103 Fu G. Influence of the welding sequence on residual stress and distortion of fillet welded structures / G. Fu, M. I. Lourenco, M. Duan [et al] // Marine structures. – 2016. – P. 30-55.

104 Никифоров Р. В. Совершенствование технологии автоматической аргонодуговой сварки неплавящимся электродом стыковых соединений из тонколистовых коррозионно-стойких сталей с учетом термомеханических процессов в изделии : дис. ... канд. техн. наук : 05.02.10 / Никифоров Роман Валентинович. – М., 2014. – 201 с.

105 Caprace J. A benchmark study of uncertainty in welding simulation / J. Caprace, G. Fu, J. F. Carrara [et al] // Marine structures. – 2017. – P. 69-84.

106 Hashemzadeh M. Analytically based equation for distortion and residual stress estimations of thin butt-welded plates / M. Hashemzadeh, Y. Garbatov, C. Guedes Soares // Engineering structures. – 2017. – P. 115-124.

107 Goldak J. New finite element model for welding heat source / J. Goldak, A. Chakravarti, M. Bibby // Metall Transact B. – 1984. – P. 299-305.

108 Haichao W. Optimized segmented heat source for the numerical simulation of welding-induced deformation in large structures / W. Haichao, W. Zhijiang, B. Pengfei [et al] // Advances in engineering software. – 2018. – P. 1-7.

109 Shadkam S. Effect of sequence and stiffener shape on welding distortion of stiffened panel / S. Shadkam, E. Ranjbarnodeh, M. Iranmanesh // Journal of constructional steel research. – 2018. – P. 41-52.

110 Flint T. F. Extension of double-ellipsoidal heat source model to narrow-groove and keyhole weld configurations / T. F. Flint, J. A. Francis, M. C. Smith [et al] // Journal of materials processing technology. – 2017. – P. 123-135.

111 Алферов В. И. Методы расчета сварочных деформаций и напряжений судовых корпусных конструкций с применением метода конечных элементов, решений тепловой и деформационной задачи : дис. ... д-ра техн. Наук : 05.08.04 / Алферов Валентин Иванович. – Санкт-Петербург, 2013. – 205 с.

112 Кархин В.А. Тепловые процессы при сварке / В. А. Кархин. – Санкт-Петербург : Изд-во Политехнического ун-та, 2013. – 646 с.

113 Хайбрахманов Р. У. Снижение деформаций в тонколистовых конструкциях из высокопрочных сталей на основе САЕ-анализа сварных

соединений / Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов, Д. Л. Ярошевич // Вестник концерна ВКО «Алмаз-Антей». – 2018. - №4. – С. 67–72.

114 Хайбрахманов Р. У. Компьютерное моделирование при разработке технологии сварки тонкостенных деталей из высокопрочных сталей / Г. А. Биленко, Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов // Металлург. – 2017. - №4. – С. 25-29.

115 Khaibrakhmanov R. U. Computer simulation in developing the technology of welding high-tensile steel sheets / R. U. Khaibrakhmanov, G. A. Bilenko, Yu. S. Korobov // Metallurgist. – 2017. – Vol. 61. – P. 265-270.

116 Хайбрахманов Р. У. Снижение деформаций в тонколистовых конструкциях из высокопрочных сталей на основе САЕ-анализа сварных соединений / Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов, Д. Л. Ярошевич // Вестник концерна ВКО «Алмаз-Антей». – 2018. - №4. – С. 67–72.

117 Khaibrakhmanov R. U. Reducing the distortion in thin-sheet structures made from high-strength steel based on CAE-welded joint analysis / R. U. Khaibrakhmanov, Yu. S. Korobov, G. A. Bilenko // IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. – 2019. – Vol. 681. – P.1-5.

118 Хайбрахманов Р. У. Использование вычислительных методов для разработки сварочной оснастки детали летательного аппарата выполненной из сплава ВТ6 / Г. А. Биленко, Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов // Сварка и диагностика: сборник докладов 15 международной научно-технической конференции в рамках Международного форума «Сварка, диагностика и контроль». Екатеринбург. – 2015. – С. 200-205.

119 Хайбрахманов Р. У. Компьютерный анализ влияния схемы фиксации в сварочной оснастке на остаточные деформации детали / Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов, Биленко Г. А. // Сварка и диагностика: сборник докладов международного форума. Екатеринбург. – 2016. – С. 290–295.

120 Хайбрахманов Р. У. Снижение деформаций в тонколистовых конструкциях из высокопрочных сталей на основе САЕ-анализа сварных соединений / Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов // Сборник статей участников XXI

Областного конкурса научно-исследовательских работ «Научный Олимп» по направлению «Технические науки». – 2018. – С. 126-132.

121 Хайбрахманов Р. У. Компьютерное моделирование деформаций в тонколистовых конструкциях из высокопрочных сталей / Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов // Сварка. Реновация. Триботехника: материалы IX Уральской научно-практической конференции. Нижний Тагил. – 2019. – С. 242–243.

122 Хайбрахманов Р. У. Применение компьютерного моделирования для анализа деформаций в сварных тонколистовых конструкциях из высокопрочных сталей / Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов, Г. А. Биленко // Сварочное производство. – 2022. – С. 13-17.

123 Биленко Г. А. Компьютерное моделирование при разработке технологии сварки тонкостенных деталей из высокопрочной стали / Г. А. Биленко, Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов // Металлург. – 2017. - №4. – С. 25-29.

124 Хайбрахманов Р. У. Программный пакет Bazis для CAE-расчётов сварочных напряжений и деформаций / Г. А. Биленко, Р. У. Хайбрахманов, Ю. С. Коробов [и др.] // СМПТТ-2021 : сборник тезисов международной научной конференции. – 2021. – С. 156-159.

125 Биленко Г. А. Оценка точности расчетов напряжённо-деформированного состояния конструкций после сварки и наплавки, выполненных методом конечных элементов в ПО «Bazis» / Г. А. Биленко, Ю. С. Коробов, Р. У. Хайбрахманов [и др.] // Сварка и диагностика. – 2022. – №6. – С. 27-31.

126 Атрощенко В. В. Моделирование тепловых процессов при дуговой сварке высокопрочной трубной стали с учетом структурно-фазовых превращений / В. В. Атрощенко, Р. В. Никифоров, О. В. Муругова // Сварка и диагностика. – 2018. – №2. – С. 48-52.

127 Гатовский К. М. Теория сварочных деформаций и напряжений / К. М. Гатовский, В. А. Кархин. – Ленинград : Изд-во ЛКИ, 1980. – 331 с.

128 Соколовский В. В. Теория пластичности / В. В. Соколовский. – Москва : Высш. Школа, 1969. – 608 с.

129 Феклистов С. И. Моделирование остаточных сварочных деформаций и напряжений / С. И. Феклистов. – Москва : ГНЦ ЦНИИТМАШ, 2003. – 122 с.

130 Heinze C. Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding / C. Heinze, C. Schwenk, M. Rethmeier // Journal of constructional steel research. – 2012. – P. 12-19.

131 Pamnani R. Numerical simulation and experimental validation of arc welding of DMR-249A steel / R. Pamnani, M. Vasudevan, T. Jayakumar [et al] // Defence technology. – 2016. – P. 305-315.

132 Islam M. Simulation-based numerical optimization of arc welding process for reduced distortion in welded structures / M. Islam, A. Buijk, M. Rais-Rohani [et al] // Finite elements in analysis and design. – 2014. – P. 54-64.

133 Chukkan J. R. Simulation of laser butt welding of AISI 316L stainless steel sheet using various heat sources and experimental validation / J. R. Chukkan, M. Vasudevan, S. Muthukumaran [et al] // Journal of materials processing technology. – 2015. – P. 48-59.

134 Алферов В. И. Методика расчёта сварочных деформаций корпусных конструкций с применением МКЭ в статической постановке / В. И. Алферов // Труды ЦНИИ им. Акад. А.Н. Крылова. – 2009. - №42. – С. 93-116.

135 Монфаред А. Х. Математическое моделирование сварочных деформаций в тонких пластинах / А. Х. Монфаред, А. Ф. Пантелеенко // Вестник БНТУ. – 2011. - №5. – С. 18-25.

136 Gur A. K. Joining of Ramor 500 steel by submerged welding and its examination of thermal analysis in Ansys package program / A. K. Gur, A. Orhan, S. Taskaya // Thermal science and engineering progress. – 2019. – P. 84-110.

137 Heinze C. Effect of heat source configuration on the result quality of numerical calculation of welding-induced distortion / C. Heinze, C. Schwenk, M. Rethmeier // Simulation modelling practice and theory. – 2012. – P. 112-123.

138 Satish K. V. Finite element based parametric study on the characterization of weld process moving heat source parameters in austenitic stainless steel / K. V. Satish, A. Ravisankar // International journal of pressure vessels and piping. – 2017. – P. 63-73.

139 Heinze C. Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding under high restraint conditions / C. Heinze, C. Schwenk, M. Rethmeier // *Materials and design*. – 2012. – P. 201-209.

140 Пономарёв К. Е. К вопросу выбора экспериментального метода оценки остаточных напряжений в сварных конструкциях / К. Е. Пономарёв, И. В. Стрельников // *Сварка и диагностика*. – 2018. – №2. – С. 27-32.

141 Попов В. Л. Механика контактной взаимодействия и физика трения. От нанотрибологии до динамики землетрясения / В.Л. Попов. – Москва : ФИЗМАТЛИТ, 2013. – 352 с.

142 Королев Н. В. Расчеты тепловых процессов при сварке, наплавке и термической резки / Н.В. Королев. – Екатеринбург : Изд-во урал. Гос. Тех. Ун-та, 1996. – 155 с.

143 Рыкалин Н. Н. Расчеты тепловых процессов при сварке / Н. Н. Рыкалин. – Москва : Гос. Научно-техн. Из-во машиностр. Литературы, 1951. – 296 с.

144 Куркин А. С. Обработка диаграмм распада аустенита для построения полных С-образных кривых / А. С. Куркин, В. Ю. Бобринская // *Сварка и диагностика*. – 2019. – №2. – С. 32-37.

145 Гуляев А. П. Материаловедение / А. П. Гуляев Москва : Изд-во Металлургия, 1986. – 544 с.

146 Коновалов А. В. Теория сварочных процессов / А. В. Коновалов, А. С. Куркин, Э. Л. Макаров [и др.]. – Москва : Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. – 752 с.

147 Серенко А.Н. Расчет сварочных соединений и конструкций. Примеры и задачи / А. Н. Серенко, М. Н. Крумбольдт, К. В. Багрянский. – Киев : Издательское объединение «Вища школа», 1977. – 336 с.

148 Николаев Г. А. Расчет, проектирование и изготовление сварных конструкции / Г.А. Николаев. – Москва : Изд-во «Высш. Школа», 1971. – 760 с.

149 Биргер И. А. Расчёт на прочность деталей машин / И. А. Биргер, Б. Ф. Шарп, Г. Б. Иосилевич. – Москва : Машиностроение, 1993. – 640 с.

- 150 Биргер И. А. Соппротивление материалов / И. А. Биргер, Р. Р. Мавлютов. – Москва: Наука, 1986. – 560 с.
- 151 Каюмов Р. А. Основы теории упругости и элементы теории пластин и оболочек / Р. А. Каюмов – Казань : Изд-во Казанск. гос. архитект. – строит. ун-та, 2016. – 111 с.
- 152 Мойзес О. Е. Информатика. Углубленный курс / О. Е. Мойзес, Е. А. Кузьменко – Москва : Изд-во Юрайт, 2019. – 164 с.
- 153 Бухмиров В. В. Расчет коэффициента конвективной теплоотдачи (основные критериальные уравнения) / В. В. Бухмиров, Д. В. Ракутина. – Иваново : Ивановский гос. Энергетический университет имени В. И. Ленина, 2007. – 39 с.
- 154 Михеев М. А. Основы теплопередачи / М. А. Михеев, И. М. Михеева. – Москва : Изд-во «Энергия», 1977. – 345 с.
- 155 Артинов А. Моделирование гидродинамических и тепловых процессов при лазерной сварке со сквозным проплавлением / А. Артинов, М. Бахман, М. Ретмайер [и др.] // Технология машиностроения. – 2019. - № 10. – С. 58–69.
- 156 Кархин В. А. Влияние механического закрепления на остаточные угловые деформации сварных тавровых соединений / В. А. Кархин, Е. Б. Старобинский, П. Ю. Булдаков [и др.] // Сварка и диагностика. – 2021. – №4. – С. 31-35.
- 157 Скляр Н. М. Авиационные материалы : Том 1, конструкционные стали / Научн. Редакт: Я. М. Потак, Н. М. Скляр. – Москва : ОНТИ, 1975. – 431 с.
- 158 ПИ 1.4.75-2000. Дуговая сварка в среде защитных газов конструкционных, нержавеющей и жаропрочных сталей и сплавов. – М.: НИАТ, 2000. – 116 с.
- 159 Бернштейн М. Л. Механические свойства металлов / М. Л. Бернштейн, В. А. Займовский. – Москва : Изд-во «Металлургия», 1979. – 495 с.
- 160 Арзамасов Б. Н. Материаловедение / Б. Н. Арзамасов, И. И. Сидорин, Г. Ф. Косолапов [и др.]. – Москва : Изд-во «Машиностроение», 1986. – 384 с.

Приложение А
(справочное)

Акт о промышленном внедрении результатов диссертационной работы



УТВЕРЖДАЮ
Главный инженер ПАО «МЗиК»
И. В. Чевардин
6/9 2022 г.

Акт внедрения
результатов научно-исследовательской работы
«Снижение деформаций в сварных конструкциях из тонколистовой
высокопрочной стали»

В действующей на предприятии технологии сварки тонколистовых конструкций из высокопрочных сталей (далее ТЛ) для снижения короблений применяется термическая правка, трудоемкость которой составляет 15-20 % от общего времени сборочно-сварочных операций.

По инициативе инженера-технолога Хайбрахманова Р.У. разработано конструктивно-технологическое решение, включающее компьютерный инженерный анализ напряженно-деформированного состояния в ТЛ после сварки, схему необходимого силового воздействия в местах фиксации сварного соединения. Указанное решение было формализовано в виде методики расчета сборочно-сварочного приспособления, возможной для применения на этапе подготовки производства.

Данное решение реализовано в чертежно-технической документации, по которой было изготовлено и испытано сборочно-сварочное приспособление для производства ТЛ. Испытания показали возможность исключения трудоемкой операции термической правки ТЛ, поскольку после сварки в данном приспособлении уровень остаточных деформаций не превышает допустимых значений. При этом испытания на статическое растяжение и изгиб, а также на сопротивляемость образованию холодных трещин показали, что механические свойства сварных соединений ТЛ соответствуют конструктивным требованиям.

Доля участия Хайбрахманова Р.У. в этих работах составила 60%.

Главный сварщик

Д. Л. Ярошевич